Revista Internacional de
Ingeniería
de Estructuras

Vol. 22, 4, 421-457 (2017)

RESILIENT SEISMIC DESIGN OF DUCTILE BRACED STEEL FRAMES WITH STRUCTURAL FUSES

Arturo Tena Colunga [(1)], Héctor Hernández Ramírez [(2)]

[(1)]Profesor, Departamento de Materiales, Universidad Autónoma Metropolitana-Azcapotzalco, Edificio P4, 3er Piso, Av. San Pablo # 180, 02200 Ciudad de México. atc@correo.azc.uam.mx.
[(2)]Ingeniero Consultor. Ciudad de México. hhruam@hotmail.com.

Received: July 2017. Accepted: September 2017

ABSTRACT

An efficient seismic design procedure for ductile braced steel frames with hysteretic passive energy dissipation devices as structural fuses is presented. The proposed method has the advantage of being formulated under the forced-based design methodology and the general seismic design philosophy of most current ruling building codes worldwide. Capacity design principles are also used. A resilient seismic design is promoted. The proposed method is illustrated in detail with the design of a 15-story building. The adequacy and efficiency of the obtained design is evaluated using static and dynamic nonlinear analyses.

Keywords: ductile steel braced frames; structural fuses; hysteretic passive energy dissipation devices, capacity design method, code-oriented seismic design, structural resilience.

DISEÑO SÍSMICO RESILIENTE DE MARCOS DÚCTILES DE ACERO CON FUSIBLES ESTRUCTURALES

RESUMEN

Se presenta un método de diseño sísmico eficiente de marcos dúctiles de acero estructural con dispositivos disipadores de energía por histéresis que se emplean como fusibles estructurales. El procedimiento de diseño propuesto tiene la ventaja de que está orientado al método de las fuerzas y a la filosofía general de los reglamentos de diseño sísmico vigentes a nivel mundial, además de emplear conceptos de diseño por capacidad y promover un diseño sísmico resiliente. El método se ilustra con detalle con el diseño de un edificio de 15 niveles, cuya validez y eficacia se evalúa posteriormente mediante análisis estáticos y dinámicos no lineales.

Palabras clave: marcos dúctiles de acero; fusibles estructurales, disipadores pasivos de energía por histéresis, diseño por capacidad, diseño sísmico conforme a reglamento, resilencia estructural.

1 INTRODUCCIÓN

Aunque los dispositivos disipadores de energía (DDE) por histéresis del material constituyen ya una tecnología madura, con más de 40 años de investigación formal y amplia, sus aplicaciones en edificios en zonas urbanas son pocas aún, a pesar de las enormes ventajas que ofrecen desde el punto de vista de comportamiento estructural ante sismos intensos. La filosofía de diseño sísmico cuando se emplean DDE es que la estructura competente ante cargas verticales permanezca elástica o con respuesta no lineal incipiente en vigas, concentrando la respuesta no lineal, la disipación de energía y el daño en los DDE, dado que estos elementos pueden ser fácilmente reemplazables después del sismo al ubicarse estratégicamente en la estructura, permitiendo así que el edificio permanezca en operación completa y/o obtenga ese desempeño estructural en un lapso de tiempo muy corto. Es por ello que los DDE también son conocidos en el ámbito mundial como fusibles estructurales, pues ante sismos se diseñan y funcionan de manera similar que los fusibles eléctricos ante variaciones de voltaje o sobrecargas importantes. Por ello, las estructuras con DDE como fusibles estructurales constituyen una excelente opción para diseños sísmicos resilientes.

Al parecer, las limitaciones en su empleo en muchos países es la ausencia de recomendaciones específicas, incluyendo parámetros globales de diseño sísmico, en la enorme mayoría (por no decir todos) de los reglamentos de diseño sísmico vigentes en el mundo, lo que no proporciona un marco legal adecuado para proteger adecuadamente a los ingenieros proyectistas que, por ello, en muchas ocasiones prefieren proponer una solución totalmente avalada por el reglamento vigente en el sitio de interés. Tampoco ayuda mucho el que algunos investigadores sólo sepan subirse a la moda en turno, y estudien la *n*-ésima variante (menor) del método de diseño sísmico que algunos líderes promueven.

Existen, por ello, muy pocas investigaciones que sí han sido orientadas para promover diseños conforme a reglamentaciones vigentes, ya sea para propuestas de reparación de estructuras (Tena-Colunga *et al*. 1996, Tena-Colunga y Vergara 1997, Tena 1998, Aguiar *et al.* 2016a), o definiendo parámetros globales de diseño sísmico (Vargas y Bruneau 2006 y 2009, Tena y Nangullasmú 2013, Tena-Colunga y Nangullasmú-Hernández 2015, Nangullasmú y Tena 2016, Tena *et al*. 2016, Tena y Hernández 2016, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017, Tena y Gama 2017) que permitan diseñar estructuras nuevas con DDE mediante el método de las fuerzas conforme a los lineamientos de los reglamentos de diseño sísmico vigentes (Tena y Nangullasmú 2013, Tena-Colunga y Nangullasmú-Hernández 2015, Nangullasmú y Tena 2016, Aguiar *et al.* 2016b, Tena *et al*. 2016, Tena y Hernández 2016, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017, Tena y Gama 2017).

En trabajos previos citados líneas arriba se ha presentado, de manera sucinta, la metodología general de diseño sísmico propuesta por este equipo de investigación para definir parámetros globales de diseño sísmico para estructuras con base en marcos que dispongan de disipadores de energía histeréticos montados en contravientos tipo chevrón como fusibles estructurales, y que puedan insertarse transparentemente en las futuras versiones de los reglamentos y recomendaciones de diseño sísmico de México. Este trabajo está orientado a enfatizar el proceso de diseño sísmico mediante un ejemplo completo de un

edificio dúctil de acero estructural de 15 niveles con DDE montados en contraventeo chevrón como fusibles estructurales, y su posterior evaluación detallada mediante análisis estáticos y dinámicos no lineales. Los detalles de la definición de los parámetros de diseño sísmico y otros aspectos relevantes que fundamentan a la metodología se reportan en Hernández (2015), Tena y Hernández (2016) y Tena-Colunga y Hernández-Ramírez (2015 y 2017).

2 PROCEDIMIENTO GENERAL DE DISEÑO

La metodología de diseño sísmico para marcos de acero con disipadores de energía histeréticos, considerando la filosofía de diseño por capacidad y la metodología de prediseño por rigideces, se basa en la propuesta originalmente hecha por el primer autor. Para asegurar que los marcos de acero cumplan con los objetivos de desempeño, se utilizaron los criterios de diseño para marcos dúctiles de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras Metálicas de la Ciudad de México vigentes (NTCM-04 2004).

Para cumplir con un diseño sísmico resiliente conforme al concepto del fusible estructural, se formularon las siguientes hipótesis de análisis y diseño:

- Los marcos de acero son competentes para resistir todas las combinaciones, por cargas verticales y la proporción de la carga lateral (sismo o viento) que les corresponde, además deben responder esencialmente en el intervalo de comportamiento elástico.
- El sistema de contravientos, que sirve de soporte a los disipadores de energía, se comporta elásticamente.
- Los disipadores histeréticos son los únicos que deberán trabajar inelásticamente ante la acción de un sismo intenso.
- El acero estructural utilizado en los elementos estructurales del marco (vigas y columnas) y contravientos, tiene comportamiento elastoplástico perfecto, y para los disipadores se comportan bilinealmente, como se muestra en la Fig. 1.

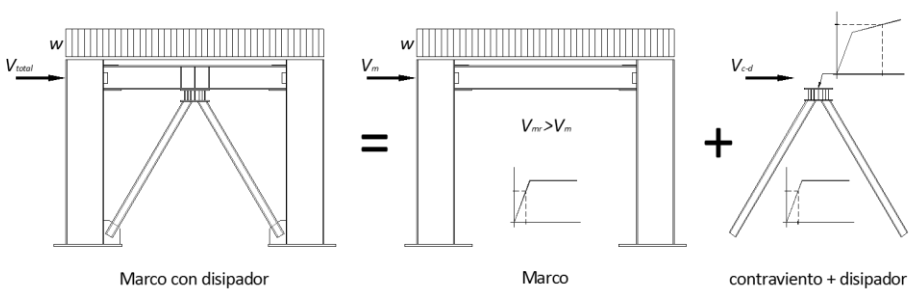


Figura 1. Sistema de marcos de acero con contraviento y disipador de energía

Las etapas para el análisis y diseño de los marcos se realizan de acuerdo con los pasos que se describen a continuación:

1. Selección del espectro de diseño sísmico de acuerdo con el lugar donde se desplanta la estructura. En Hernández (2015), Tena y Hernández (2016) y

Tena-Colunga y Hernández-Ramírez (2017) ya se proponen valores para los factores de reducción del espectro elástico por ductilidad (*Q*) y por sobrerresistencia (*R*) de los reglamentos y recomendaciones modelo de México. A partir de *Q*, se calcula el factor de reducción de fuerzas sísmicas con fines de diseño, *Q´*. Se emplea una fórmula aproximada para estimar el periodo natural de vibración de la estructura (T_e) en la dirección de interés.

2. El cortante basal de diseño se calcula con la ecuación 1, que multiplica la ordenada del espectro de diseño por el peso total de la estructura (W_{total}).

$$V_{total} = \frac{C}{Q'R} W_{total} \tag{1}$$

El peso total de la estructura está compuesto por el peso de los elementos estructurales (columnas, vigas, losas, etc.), más la carga muerta y la carga viva accidental (W_{total}=W_{pp}+W_{cm}+W_{acc}). Para obtener el peso aproximado de los elementos estructurales, se hace un predimensionamiento previo por cargas verticales exclusivamente.

3. Selección del parámetro α, el cual involucra la relación entre la rigidez lateral del marco y la rigidez lateral total del entrepiso. Con esta variable se define qué porcentaje de la rigidez lateral será tomada por el marco únicamente, como se expresa en la ecuación 2.

$$\alpha = \frac{K_{marco}}{K_{total}} \tag{2}$$

4. Cálculo de la fuerza cortante para los marcos sin el sistema contraviento-disipador. El cortante basal calculado permitirá que el marco se comporte de manera elástica.

$$V_{marco} = \alpha V_{total} \tag{3}$$

5. Distribución del cortante basal de los marcos (V_{marco}) por entrepiso, el cual se puede hacer, por simplicidad, de acuerdo con el método estático. En este estudio se empleó el método estático de las NTCS-04 (2004), siendo la distribución de tipo triangular invertida y usando únicamente la proporción de la fuerza lateral del marco.

$$F_i = \frac{V_{marco}}{W_{total}} \frac{\Sigma W_i}{\Sigma W_i h_i} W_i h_i \tag{4}$$

La ecuación 4 es válida cuando el periodo de la estructura (T_e) es menor que el periodo T_b, que define el final de la meseta del espectro de diseño y el inicio de su rama descendente; por lo tanto, la distribución de fuerzas corresponde al primer modo de vibrar de la estructura. Cuando T_e es mayor que T_b, se usan las ecuaciones 5 a 8 para calcular las fuerzas sísmicas por entrepisos, que corresponden a la propuesta de las NTCS-04 que toma en cuenta el impacto de modos superiores en la respuesta.

$$F_i = W_i (k_1 h_i + k_2 h_i^2) a' \tag{5}$$

$$k_1 = q[1 - 0.5r(1 - q)]\frac{\Sigma W_i}{\Sigma W_i h_i} \quad (6)$$

$$k_2 = 0.75r(1 - q)\frac{\Sigma W_i}{\Sigma W_i h_i^2} \quad (7)$$

$$q = \left(\frac{T_b}{T_e}\right)^r \quad (8)$$

donde *r* es el exponente que define la caída de la rama descendente del espectro (Tabla 3.1 del cuerpo principal de las NTCS-04).

6. Para el prediseño de los elementos estructurales principales de la estructura que componen al marco (vigas y columnas), se realiza un análisis estructural de los marcos de acero en ausencia de contravientos y DDE. Para ello, se consideran exclusivamente las cargas verticales (peso propio, cargas muertas y vivas) más las cargas laterales que debe tomar el marco (en función del valor de α), como se ilustra en la Fig. 2. Se analizan todas las combinaciones de cargas, las cuales se multiplican por sus respectivos factores de carga. Además, se revisa que las vigas principales cumplan con los estados límite de servicio.

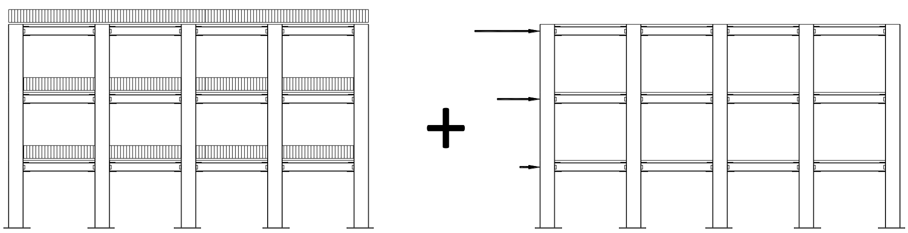


Figura 2. Cargas verticales más laterales para prediseño de marcos de acero

7. Se prediseña a los elementos principales del marco de acero empleando la filosofía del diseño por capacidad (viga débil – columna fuerte). El diseño de vigas y columnas se hace conforme a lo establecido para marcos dúctiles en el Capítulo 6 de las NTCM-04 (2004). De preferencia, en el diseño de todos los elementos estructurales se deben usar secciones compactas para evitar deformaciones inelásticas indeseables, tales que puedan originar fallas prematuras como pandeo local en placas de secciones transversales, inestabilidad en elementos (pandeo lateral de vigas, pandeo en columnas y contravientos) y falla por cortante en conexiones. Por lo tanto, algunos pasos clave para llevar a cabo este diseño, son los siguientes:

   a) En el diseño de las vigas se usan los lineamientos de las secciones 3.3.2.1 inciso a, 3.3.4, 6.1.2.1, 6.1.2.2 y 6.2.1.1 de las NTCM-04. En la Fig. 3 se muestra el esquema de cálculo de la fuerza cortante en la zona de articulación plástica. El momento plástico de la viga se calcula con la ecuación 9, siempre y cuando cumpla con todas las restricciones indicadas en dichas secciones de las NTCM-04:

$$M_{Pi} = R_y Z_v F_y \quad (9)$$

donde Z_v es el módulo de sección plástico de la viga, F_y es el esfuerzo de fluencia del acero y R_y es el factor que representa el probable esfuerzo de fluencia del material, R_y> 1. Para el acero A572 grado 50 (f_y *=3515 kg/cm²*), el valor de R_y es 1.1.

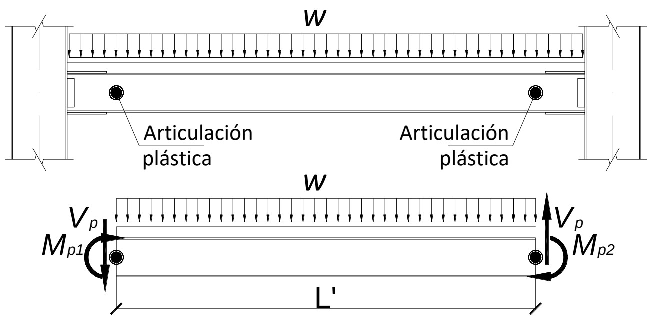


Figura 3. Fuerza cortante de diseño en viga (adaptado de NTCM-04 2004)

La fuerza cortante de diseño se obtiene del equilibrio del miembro entre las secciones en que se forman las articulaciones plásticas (NTCM-04, ec. 10, Fig. 3), donde V_u < V_R. Esta condición se debe cumplir para garantizar que la falla por cortante no suceda antes de que la sección de la viga alcance su capacidad máxima a flexión.

$$V_u = \frac{M_{p1}+M_{p2}}{L'} + \frac{w_u L'}{2} \tag{10}$$

b) El diseño de las columnas debe satisfacer la filosofía columna fuerte-viga débil. Para garantizar esta condición, se deben cumplir las disposiciones de los incisos 6.1.3.1, 6.1.3.2 y 6.2.1.2 de las NTCM-04 y las referentes al diseño de miembros flexocomprimidos, entre otros, cumplir con la ec. 11:

$$\frac{P_u}{R_c} + \frac{M^*_{uox}}{M_{rx}} + \frac{M^*_{uoy}}{M_{ry}} < 0.85 \tag{11}$$

Para el prediseño de las columnas, se sugiere usar 0.85 en la ec. 11, con la finalidad de reducir el número de iteraciones cuando no se cumpla el diseño definitivo de la zona de panel. Asimismo, se intenta prevenir que las articulaciones plásticas no se desarrollen en las columnas en pisos intermedios.

c) El diseño de las conexiones tiene como propósito verificar que la zona del panel de la conexión viga-columna no esté sometida a elevadas concentraciones de esfuerzo que pudieran ocasionar deformaciones excesivas. Para ello, es necesario cumplir con las disposiciones del inciso 3.7.7 y 5.8.10 de las NTCM-04, que se ilustran en las Figs. 4 y 5 y están dadas, entre otras, por las ecs. 12, 13 y 15:

$$\sum M^*_{pv} = \sum\left(1.1 R_y M_{pv} + M_v\right) \tag{12}$$

$$\sum M^*_{pc} = \sum Z_c \left(F_{yc} - \frac{P_{uc}}{A_c}\right) \tag{13}$$

donde $\sum M_{pv}^{*}$ es la sumatoria de momentos de las vigas que llegan al nudo de las columnas, $\sum M_{pc}^{*}$ es la sumatoria de momentos en las columnas, A_c es el área de columna, f_{yc} es el esfuerzo de fluencia mínimo de columna, M_{pv} es el momento plástico de la viga, M_v es el momento que se obtiene multiplicando la fuerza cortante en la articulación plástica (V_p), P_{uc} es la carga axial de compresión de diseño de la columna, R_y es el factor que considera el esfuerzo real de fluencia (R_y=1.1) y Z_c es el módulo de sección plástica de la columna.

El planteamiento vigente de las NTCM-04 es poco conservador para estructuras que se diseñan para ser dúctiles, ya que permiten que la suma de momentos plásticos de las vigas sea igual a la suma de los momentos plásticos de las columnas. Esto podría favorecer el desarrollo de mecanismos de colapso diferentes al supuesto desde la etapa de diseño. Es por ello que en este trabajo se propone emplear un valor de 1.2, como se establece en la ec. 14.

$$\frac{\sum M_{pc}^{*}}{\sum M_{pv}^{*}} \geq 1.2 \tag{14}$$

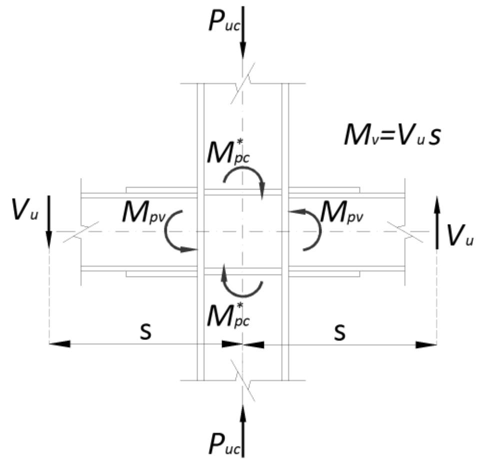


Figura 4. Suma de momentos en la zona de panel. Adaptado de AISC 358-10 (2014)

La fuerza cortante que actúa en la zona del panel se calcula como se indica en la ecuación 15, la cual se obtiene del diagrama de cuerpo libre de la Fig. 5.

$$V_{uc} = \frac{M_{pv1} + M_{pv2}}{d - t_f} - V_c \tag{15}$$

8. Se calcula la rigidez lateral del marco, toda vez definidas las secciones preliminares de vigas y columnas. Se puede emplear cualquier método de análisis válido, pero para fines de prediseño se puede calcular de forma aproximada con las fórmulas de Wilbur (por ejemplo, Bazán y Meli 2000), la cual considera la flexibilidad de las vigas (ecs. 16 a 19).

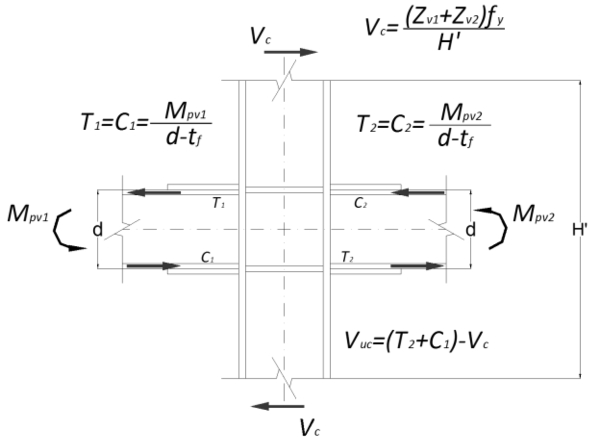


Figura 5. Fuerza cortante en la zona de panel. Adaptado de AISC 358-10 (2014)

$$K_{marco}^{1} = \frac{48E}{H_1\left(\frac{4H_1}{\sum K_{c1}} + \frac{H_1+H_2}{\sum K_{v1}+\frac{\sum K_{c1}}{12}}\right)} \quad (16)$$

$$K_{marco}^{2} = \frac{48E}{H_2\left(\frac{4H_2}{\sum K_{c2}} + \frac{H_1+H_2}{\sum K_{v1}+\frac{\sum K_{c1}}{12}} + \frac{H_2+H_3}{\sum K_{v2}}\right)} \quad (17)$$

$$K_{marco}^{n} = \frac{48E}{H_n\left(\frac{4H_n}{\sum K_{cn}} + \frac{H_{n-1}+H_n}{\sum K_{vn-1}} + \frac{H_n+H_{n+1}}{\sum K_{vn}}\right)} \quad (18)$$

$$K_{marco}^{azt} = \frac{48E}{H_{azt}\left(\frac{4H_{azt}}{\sum K_{cazt}} + \frac{H_{n-1}+H_{azt}}{\sum K_{vn-1}} + \frac{H_{azt}}{\sum K_{vazt}}\right)} \quad (19)$$

donde E es el módulo de elasticidad del acero estructural usado en los elementos del marco, H_n es la altura del entrepiso n-ésimo, H_{n-1} es la altura del entrepiso n-1-ésimo (abajo del nivel n-ésimo), H_{n+1} es la altura del entrepiso n+1-ésimo (arriba del nivel n-ésimo), K_{vn} es rigidez de las vigas del nivel sobre el entrepiso n-ésimo, K_{cn} es rigidez de las columnas del entrepiso n-ésimo y K_{marco}^{n} es la rigidez del entrepiso en cuestión. Las ecuaciones 16 y 17 corresponden a la rigidez del primero y segundo nivel, respectivamente, para la condición de empotramiento, mientras que para pisos intermedios se emplea la ecuación 18 y para el último nivel de la estructura la ecuación 19.

9. Se calcula la rigidez lateral equivalente del sistema contraviento-disipador de energía (K_{eq}) con la ecuación 20.

$$K_{eq} = (1-\alpha)K_{total} = \frac{(1-\alpha)K_{marco}}{\alpha} \quad (20)$$

donde K_{total} es la rigidez lateral total del entrepiso, K_{marco} es la rigidez lateral de los marcos y K_{eq} es la rigidez equivalente del sistema contraviento-disipador.

10. Se definen los parámetros de prediseño de los disipadores de energía. Estos parámetros de diseño son: a) la ductilidad local máxima u objetivo del disipador (μ_d), b) pendiente posterior a la fluencia del disipador ($K_2=\eta K_{DDE}$), c) la relación objetivo entre la rigidez elástica del disipador de energía (K_{DDE}) y la rigidez elástica de los contravientos de soporte (K_{cont}), β (ec. 21) y, d) la rigidez secante efectiva a la ductilidad objetivo del disipador (K_{EDDE}), como se ilustra en la Fig. 6 y se define en la ecuación 21.

$$\beta = \frac{K_{DDE}}{K_{cont}} \tag{20}$$

$$K_{EDDE} = \frac{K_{DDE}+K_2(\mu_d-1)}{\mu_d} = \frac{K_{DDE}[1+\eta(\mu_d-1)]}{\mu_d} \tag{21}$$

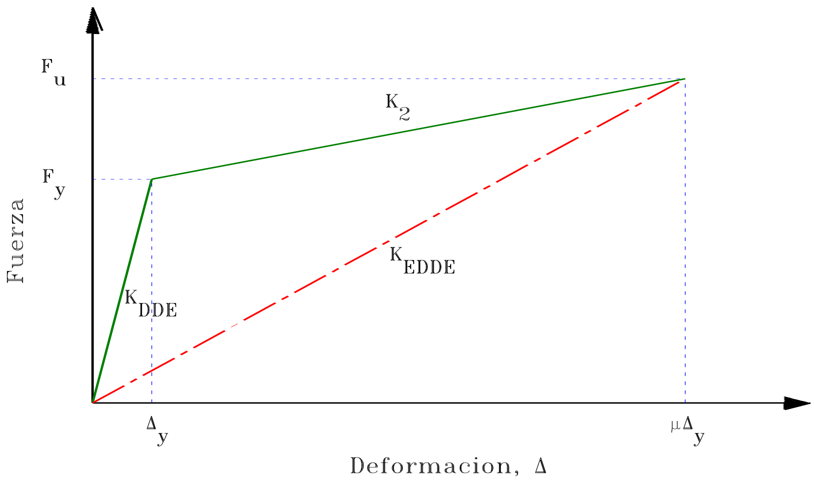


Figura 6. Curva típica fuerza cortante-deformación de un dispositivo con comportamiento bilineal

11. La rigidez del sistema equivalente contraviento-DDE en los ejes locales del contraviento (K_{eq}) se obtiene con la ecuación 22, donde se considera que se comportan como dos resortes en serie. Se puede demostrar entonces que la rigidez requerida por los contravientos se puede estimar con la ecuación 23.

$$\frac{1}{K_{eq}} = \frac{1}{K_{cont}} + \frac{1}{K_{EDDE}} \tag{22}$$

$$K_{cont} = K_{eq}\frac{\{\mu+\beta[1+\eta(\mu-1)]\}}{\beta[1+\eta(\mu-1)]} \tag{23}$$

El término que multiplica a K_{eq} en la ec. 23, se puede considerar como un factor que toma en cuenta el comportamiento no lineal del disipador de energía, por lo que el valor mínimo de este factor es 10.20, cuando η=0.05, β=0.75 y μ=10 y el máximo 41.0 cuando η=0, β=0.25 y μ=10. Por consiguiente, las dimensiones de los contravientos pueden ser muy grandes en comparación con las dimensiones de las columnas y vigas. Esto no es bien visto en la práctica profesional. Sin embargo, para obtener dimensiones menos robustas, este factor se puede ajustar conforme a un estudio paramétrico reportado por Hernández (2015), empleando un proceso iterativo

donde se satisfacen todas las relaciones involucradas. Conforme a ello, se puede dividir entre 8 para el máximo, 7 ó 6 para el valor intermedio y 5 para el mínimo.

12. A partir de conocer la rigidez total de los contravientos (K_{con}), su longitud (L_{con}), su ángulo de inclinación con respecto a un eje horizontal de referencia (θ), su módulo de elasticidad (E), y el número de contravientos que se van a emplear en cada entrepiso (N_{con}), se calcula el área de cada contraviento (A_{cont}, ec. 24) y el área "real" de cada contraviento A^*_{cont} (ec. 25). Para el cálculo de las dimensiones del contraviento, se debe cumplir con la relación ancho-grueso (B/t) de las placas, de acuerdo con la sección 2.3.2 de las NTCM-04 para secciones tipo 1, y que la relación de esbeltez (KL/r) del contraviento no sea menor de 50, pero tampoco mayor de 100. Con esto se garantiza que el contraviento no tendrá problemas de esbeltez (Godínez y Tena 2011).

$$A_{cont} = \frac{K_{cont} L_{cont}}{N_{con} E \cos^2 \theta} \tag{24}$$

$$A_{cont} \approx A^*_{cont} \tag{25}$$

13. Se calcula la rigidez elástica de los disipadores de energía (K_{DDE}), a partir de multiplicar la rigidez lateral real de los contravientos de soporte (ec. 26) del disipador por la variable β (ec. 27). Dependiendo del software que se disponga, el DDE se puede modelar mediante elementos de liga (link elements), o como un elemento viga-columna equivalente, como se detalla en otros trabajos (por ejemplo, Tena-Colunga 1997, Nangullasmú y Tena 2017).

$$K^*_{cont} = \frac{2 A^*_{cont} E \cos^2 \theta}{L_{cont}} \tag{26}$$

$$K_{DDE} = \beta K^*_{cont} \tag{27}$$

14. Se distribuye el cortante basal total de diseño (V_{total}) a cada entrepiso. Una vez que se definieron todos los elementos que resistirán las fuerzas laterales, se carga la estructura nuevamente, pero ahora considerando el cortante basal total y se redistribuye como se indica en el inciso 5.

15. Se elabora un modelo tridimensional (o en su defecto en el plano) y se realiza el análisis estructural de los marcos de acero con el sistema contraviento-disipador. El análisis se realiza considerando todas las combinaciones de carga que indique la normatividad vigente, multiplicadas por sus respectivos factores de carga.

16. Conforme a una metodología de diseño por capacidad, se realiza el diseño final de los elementos estructurales del sistema más débil al más fuerte, y del elemento más débil al más fuerte. Dado que en un diseño resiliente conforme al concepto de fusible estructural el mecanismo de diseño ante un sismo extremo, el fusible estructural es el disipador de energía, se deben diseñar primero los disipadores (elementos débiles o fusibles) y después los contravientos para garantizar que, como elementos de soporte, permanezcan elásticos. Posteriormente, se debe diseñar el marco dúctil, cumpliendo la

filosofía de diseño de viga débil – columna fuerte –nudo (zona de panel) más fuerte. Así, la secuencia de diseño es la siguiente:

a) Para el diseño de los disipadores de energía, se utiliza la mayor de las siguientes fuerzas: 1) La correspondiente al análisis estructural del punto 15 para el cortante máximo encontrado en cada una de las secciones de los disipadores y, 2) El cortante calculado con la ec. 28 para la dirección de análisis, donde N_{disp} es el número de disipadores en el entrepiso, N_{cd} es el número de marcos con disipadores y N_m es el número de marcos sin disipadores. Una vez determinado el valor del cortante de fluencia (V_{yd}) y último (V_{ud}) del disipador (ecs. 29 a 31), se debe verificar que el dispositivo cumpla con las disposiciones técnicas y de laboratorio que las normas indiquen en el futuro.

$$V_{disp} = \frac{V_{total}}{N_{disp}(N_{cd}+\alpha N_m)} \tag{28}$$

$$V_{disp} > V_{ana} \therefore V_{yd} = V_{disp} \tag{29}$$

$$V_{ana} > V_{disp} \therefore V_{yd} = V_{ana} \tag{30}$$

$$V_{ud} = V_{yd}\left[1 + \eta\left(\mu_d - 1\right)\right] \tag{31}$$

b) Para el diseño de los contravientos se usa la fuerza resultante V_{ud} obtenida en la ec. 31, y a partir de ahí se calcula la carga axial actuante (ec. 32). Si la carga axial es de compresión, debe diseñarse tomando en cuenta la carga de pandeo de diseño conforme a las NTCM-04 (ec. 33).

$$P_{cont} = \frac{V_{ud}}{2\cos\theta} \tag{32}$$

$$R_C = \frac{F_R F_y A^*_{cont}}{\sqrt[n]{1+\lambda^{2n}-0.15^{2n}}} \leq F_R F_y A^*_{cont} \tag{33}$$

c) Se revisa el prediseño de las vigas de los marcos con el sistema contraviento-disipador para llegar a un diseño final. Para la revisión de estas vigas se debe tomar en cuenta una fuerza cortante adicional (ec. 34) asociada a la fuerza vertical de desbalance (ec. 35), que producen las fuerzas resistentes de los contravientos (Fig. 7). Se deben satisfacer los requisitos del inciso 6.2.3.4 de las NTCM-04 y también lo indicado en el inciso 7a de este procedimiento.

$$V_u = \frac{2M_p}{L'} + \frac{w_u L'}{2} + \frac{P_v L'}{2} \tag{34}$$

$$P_v = \left(P_y - 0.3R_c\right) sen\,\theta \tag{35}$$

Alternamente, en esta revisión se puede considerar como la fuerza vertical de desbalance la correspondiente al análisis estructural del inciso 15 de esta metodología, ya que los contravientos se comportan elásticamente, dado que sería muy conservador usar las resistencias máximas a tensión y compresión de éstos, por lo que se sugiere

incrementar en un 50% los valores correspondientes al análisis estructural.

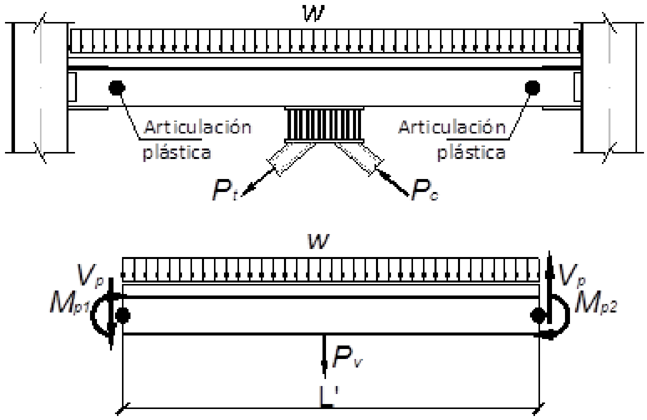


Figura 7. Fuerza cortante de diseño en viga para el sistema contraviento-disipador

d) Para la revisión del prediseño de las columnas, se debe tomar en cuenta la nueva configuración estructural y realizar nuevamente lo indicado en el inciso 7b de este procedimiento. La única diferencia es que, para el diseño final, se debe revisar con la ecuación 36:

$$\frac{P_u}{R_c} + \frac{M^*_{uox}}{M_{rx}} + \frac{M^*_{uoy}}{M_{ry}} < 1 \tag{36}$$

e) La revisión de las conexiones se hace nuevamente como se indica en el inciso 7c, pero ahora las fuerzas que actúan en la zona del panel se incrementan debido a los componentes vertical y horizontal de la fuerza axial actuante en los contravientos.

En caso de que no se cumplan algunos de los requisitos de resistencia (16a a 16e), el proceso se vuelve iterativo, donde se proponen nuevas secciones y se realiza nuevamente el análisis estructural hasta que se cumplan los criterios de diseño por resistencia.

17. Dado que el diseño ya es satisfactorio en resistencia, sólo se comprueba que las relaciones de rigidez α y β finales sean cercanas a las supuestas inicialmente, o en intervalos recomendados como aceptables, en caso que durante el proceso iterativo de diseño se hayan tenido que modificar de manera importante las secciones de los elementos estructurales con respecto a las inicialmente propuestas.

18. Se revisa que la estructura cumpla con los estados límites de deformación lateral (distorsiones últimas de diseño), conforme lo establezca una normatividad o un objetivo de diseño. En caso de no cumplir, significaría que la estructura sería más flexible que lo que permite la norma. Lo más recomendable en este caso sería proponer una mayor rigidez lateral del sistema contraviento-disipador, es decir, un valor de α más pequeño. Para ello, existen varias opciones posibles: a) reducir el valor de la ductilidad local

objetivo μ del disipador, b) aumentar la rigidez elástica del disipador (aumentar el valor de β) o, c) proponer una mayor sección transversal de los contravientos (aumentar K_{con}) y se regresaría al inciso 10. En caso de satisfacerlo, el diseño está terminado.

3 EJEMPLO DEL MÉTODO DE DISEÑO PROPUESTO

Para ilustrar la aplicación de la metodología de diseño propuesta, se considera un edificio de oficinas de 15 niveles. La geometría en planta es rectangular, con 24 m de ancho por 32 m de largo (Fig. 8). El sistema de piso está conformado por losacero con un firme de concreto de 5 cm de espesor con f'_c=200 kg/cm^2 y reforzado con malla electrosoldada 6x6-6/6, esto es, 15 cm de separación y alambre de acero con calibre 6 (4.88 mm) en ambas direcciones. El sistema de piso se apoya sobre vigas secundarias (IR 14x30), separadas cada 2 m, con la distribución tipo tablero de ajedrez, como se muestra en la Fig. 8. La estructura se considera empotrada en su base y, por simplicidad en el diseño, el sistema de piso se considera infinitamente rígido, aunque esto no sea siempre una hipótesis correcta en sistemas de piso con base en losacero, como lo indican estudios recientes que han evaluado su potencial flexibilidad de diafragma (Tena *et al.* 2013).

La estructuración del edificio es con base en marcos de acero ASTM A572-G50 en columnas y vigas. Para contravientos y disipadores de energía, se utiliza ASTM A36. Los marcos tienen una altura de entrepiso de 4 m. Las columnas están separadas cada 8 m en ambas direcciones (Fig. 8).

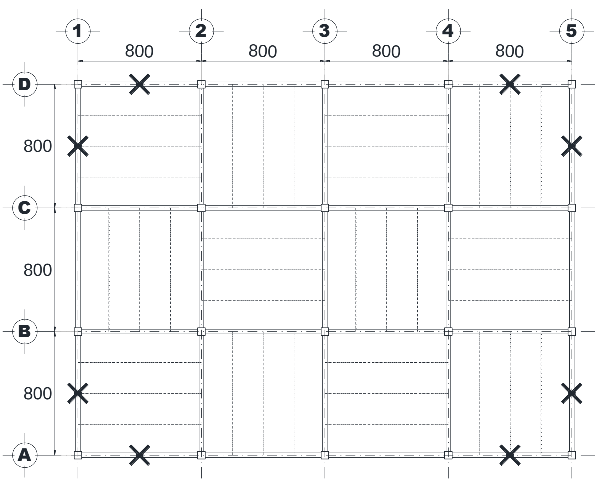


Figura 8. Planta tipo y detalle de las crujías contraventeadas (dimensiones en centímetros)

Las columnas de los marcos son secciones tipo cajón cuadrada, las cuales son frecuentemente utilizadas en edificios de acero en México, porque balancean las rigideces y resistencias ante carga lateral en ambas direcciones, lo cual no se logra con perfiles I, donde siempre se tendrá una dirección débil si todos los perfiles se orientan de la misma manera. Las vigas principales son perfiles I (tipo IR), de acuerdo con las dimensiones del manual IMCA (IMCA 2001).

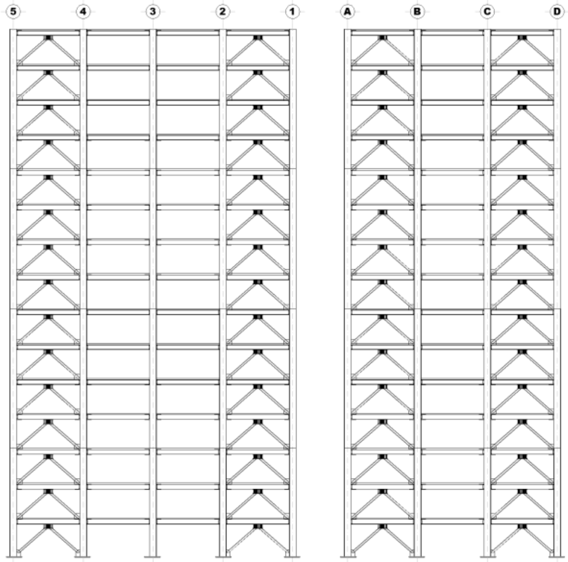


Figura 9. Elevaciones de los marcos longitudinal y transversal

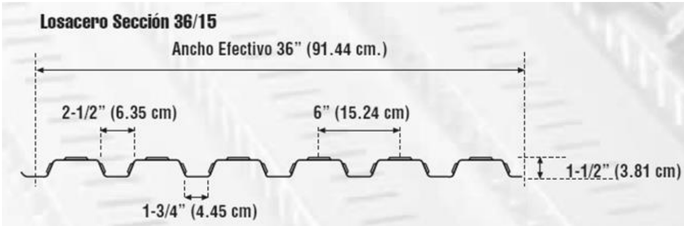
Los marcos perimetrales cuentan con contravientos tipo chevrón (V invertida) en los extremos del marco y en toda la altura, como se muestra en las Figs. 8 y 9. Las secciones transversales de los contravientos son secciones tipo cajón (cuadradas) de acero ASTM A36, por ser muy estables en compresión. Todas las secciones transversales de las columnas, vigas y contravientos son tipo 1, de acuerdo con las NTCM-04 (2004), debido a que no presentan problemas prematuros de pandeo local en las placas que las conforman. Con esto se busca desarrollar la máxima capacidad de los elementos estructurales.

Los cambios de secciones transversales propuestos son cuatro niveles en promedio para todos los elementos estructurales principales, pero evitando que el cambio de sección de los elementos del marco coincidieran con los del sistema contraviento disipador, para reducir en la medida de lo posible la formación de un potencial piso suave. Así, los cambios de secciones en columnas y vigas se planearon en los siguientes niveles: 1 a 4, 5 a 8, 9 a 12 y 13 a 15, mientras que para contravientos y disipadores de energía fueron en los siguientes niveles: 1 a 3, 4 a 7, 8 a 11 y 12 a 15.

Las cargas verticales usadas para el diseño de las losacero y su diseño detallado se reportan en Hernández (2015). Así, las cargas muertas consideradas fueron de 336 kg/m^2 en azotea y 270 kg/m^2 en área de oficinas. Las cargas vivas propuestas para azotea y oficinas son las presentadas en las NTCA-04 (2004), que son de 100 kg/m^2 en azotea y 250 kg/m^2 en áreas de oficina cuando se considera su intensidad máxima y de 70 kg/m^2 en azotea y 180 kg/m^2 en oficina cuando se considera su intensidad instantánea (combinaciones con cargas accidentales).

Con las cargas vivas y muertas debidamente definidas, se procede a la selección de la sección de la losacero, de acuerdo con la separación propuesta entre vigas secundarias (s=2m). En la Fig. 10 se muestran las características

geométricas y el volumen del concreto para la sección 36/15 seleccionada. Así, la carga asociada al sistema de piso de losacero diseñado es de 152 kg/m^2.



Losacero sección 36/15 (m^3/m^2)					
Espesor de	**5 cm**	6 cm	8 cm	10 cm	12 cm
Volumen del	**0.0634**	0.0734	0.0934	0.1134	0.1334
Peso kg/m^2	**5.70**	8.00	9.54	12.59	

Figura 10. Geometría, volumen de concreto y peso de losacero sección 36/15 (tabla modificada y figura de manual del manual IMSA)

Toda vez definidas todas las cargas sobre el sistema de piso, se realizó el diseño de las vigas secundarias, considerando la acción conjunta entre losacero y viga (sección compuesta), empleando el procedimiento de diseño sugerido por Seguí (2000) y las NTCM-04.

3.1 Diseño sísmico conforme a la metodología propuesta

1. El primer paso del método propuesto consiste en definir el espectro de diseño de acuerdo con el lugar donde se desplanta la estructura. Para este ejemplo, por simplicidad se considera que el cortante basal efectivo de diseño ya reducido conforme al Reglamento de interés (zona IIIb para un sitio con periodo del suelo T_s=2s) es 10% del peso total de la estructura ($V_{dis}=0.10W_{total}$), es decir:

$$V_{dis} = \frac{C}{Q'R} W_{total} = 0.1 W_{total}$$

Para obtener el peso total de la estructura ($W_{total}=W_{pp}+W_{cm}+W_{acc}$) se hace un predimensionamiento previo de las columnas y vigas, y después se calcula W_{total}. En las Tablas 1 y 2 se resumen las secciones predimensionadas de vigas y columnas considerando cargas verticales y peso propio exclusivamente.

Tabla 1 Dimensiones de vigas (IMCA)

Sección in x lb/ft	Niveles	*H* cm	t_w cm	B_f cm	t_f cm
W 21 x 93	N1-N4	54.9	1.47	21.4	2.36
W 21 x 83	N5-N8	54.4	1.31	21.2	2.12
W 21 x 73	N9-N12	53.9	1.16	21.1	1.88
W 21 x 62	N13-N15	53.3	1.02	20.9	1.56

Tabla 2 Dimensiones de columnas

Sección cm x cm x cm	Niveles	H cm	t_w cm	B_f cm	t_f cm
CC 78 x 78 x 2.4	N1-N4	78.0	2.38	78.0	2.38
CC 78 x 78 x 2.1	N5-N8	78.0	2.06	78.0	2.06
CC 78 x 78 x 1.7	N9-N12	78.0	1.75	78.0	1.75
CC 78 x 78 x 1.4	N13-N15	78.0	1.43	78.0	1.43

El peso de las vigas y columnas es de 1,184.5 ton y el peso del sistema de piso es de 1,749.2 ton, por lo que el peso propio de la estructura es igual a 2,933.7 ton .El peso total de las cargas muertas y accidentales se resume en la Tabla 3.

Tabla 3 Peso de carga muerta (W_m) y accidental (W_{acc})

Entrepiso	cantidad	Área m2	W_{cm} ton	W_{acc} ton
Azotea	1	768	258.0	53.8
Tipo	14	768	2,903.0	1,935.4
S			3,161.1	1,989.1

Por lo tanto, el peso total de la estructura (W_{total}) es igual a 8,083.9 ton. Con este valor se calcula el cortante basal de diseño.

$$V_{total} = 0.1W_{total} = 0.1(8{,}083.9ton) = 808.4\ ton$$

2. Se propone el valor del contraste de rigidez lateral entre los marcos y el sistema contraviento-disipador. Para nuestro ejemplo consideramos α=0.5. Esta relación es muy importante, pues nos permite hacer la distribución de la fuerza cortante entre los marcos sin disipadores y los marcos con el sistema contraviento-disipador.

3. Se calcula la fuerza cortante para los marcos sin el sistema contraviento-disipador.

$$V_{marco} = \alpha V_{total} = 0.5(808.4ton) = 404.20\ ton$$

4. Se distribuye el cortante basal de los marcos (V_{marco}) por entrepiso de acuerdo con el método estático de las NCTS-04 (2004). Para ello, se estima el periodo natural de vibrar como T=0.11N, donde N es el número de niveles. Así, se estima que T=1.65s. Como el periodo de la estructura para este caso es inferior a T_b=2.4s para la zona IIIb de las NTCS-04 (2004) para un sitio con periodo dominante del terreno T_s=2s, la distribución de fuerzas laterales se hizo conforme a la ec. 5, y se resume en la Tabla 4.

5. Para el análisis del edificio propuesto (Fig. 11a) se usó el programa comercial de diseño estructural Etabs versión 9.6 (CSI 2013). Las combinaciones de cargas utilizadas para el análisis de los marcos fueron:

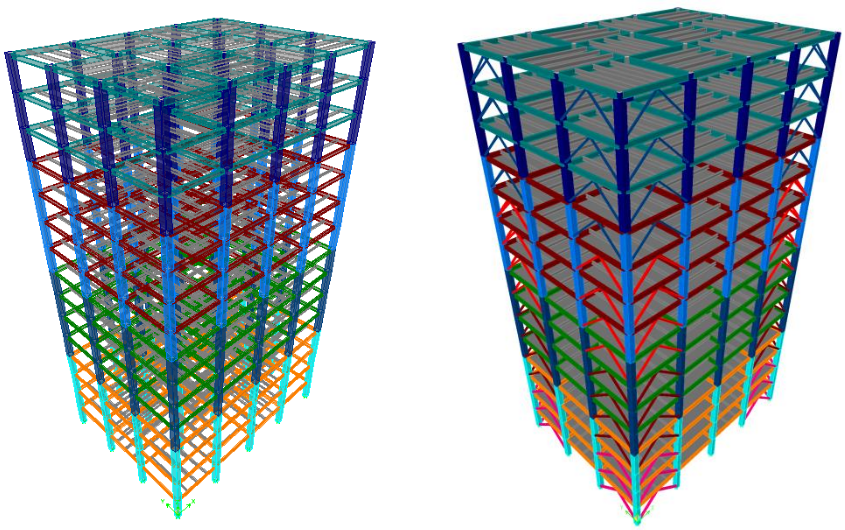
$$1.4\left(W_{pp} + W_{cm} + W_{max}\right) \tag{37}$$

$$1.1\left(W_{pp} + W_{cm} + W_{acc} \pm S_x \pm 0.3S_y\right) \tag{38}$$

$$1.1\left(W_{pp} + W_{cm} + W_{acc} \pm S_y \pm 0.3S_x\right) \qquad (39)$$

Tabla 4 Distribución de cortante basal de marco por entrepiso

Nivel	H_i (m)	W_i (ton)	W_iH_i (ton-m)	F_i (ton)	V_i (ton)
15	60	492.1	29,523.3	46.8	46.8
14	56	525.8	29,447.5	46.7	93.5
13	52	525.8	27,344.1	43.4	136.9
12	48	534.2	25,640.0	40.7	177.5
11	44	534.2	23,503.4	37.3	214.8
10	40	534.2	21,366.7	33.9	248.6
9	36	534.2	19,230.0	30.5	279.1
8	32	544.4	17,422.4	27.6	306.8
7	28	544.4	15,244.6	24.2	330.9
6	24	544.4	13,066.8	20.7	351.6
5	20	544.4	10,889.0	17.3	368.9
4	16	556.4	8,902.7	14.1	383.0
3	12	556.4	6,677.1	10.6	393.6
2	8	556.4	4,451.4	7.1	400.7
1	4	556.4	2,225.7	3.5	404.2
Σ		8,083.9	254,934.5		



a) edificio sin disipadores b) edificio con disipadores

Figura 11. Modelos tridimensionales del edificio para fines de diseño

6. Se prediseñan vigas y columnas de los marcos de acero. Para que las vigas sean dúctiles, deben cumplir con las siguientes disposiciones de las NTCM-04: a) las secciones transversales de las vigas deben ser tipo 1 y, b) no debe haber cambios importantes o abruptos en la sección transversal de las vigas en las zonas de formación de articulaciones plásticas. Conforme se establece en el inciso 7a de la sección 2, debe satisfacer, entre otras cosas, las ecs. 9 y 10. Siguiendo estos lineamientos, se llegó al prediseño de vigas que se indica en la Tabla 5, donde se indica también su resistencia a flexión y cortante.

Tabla 5 Resistencia a flexión y corte de las vigas prediseñadas

Sección in x lb/ft	Niveles	Z_v cm^3	A_a cm^2	M_R ton-m	V_p ton	Vr ton
W 21 x 93	N1-N4	3,622	73.8	114.6	64.0	128.3
W 21 x 83	N5-N8	3,212	65.7	101.6	57.6	114.3
W 21 x 73	N9-N12	2,819	58.2	89.2	51.6	101.2
W 21 x 62	N13-N15	2,360	51.2	74.7	44.5	89.1

Las columnas de los marcos siguen la filosofía de columna fuerte-viga débil. Para garantizar esta condición, deben cumplir las disposiciones marcadas en los incisos 6.1.3 y 6.2.1.2 de las NTCM-04 y las referentes al diseño de miembros flexocomprimidos, que son: a) las secciones transversales deben ser tipo 1, b) la relación de esbeltez máxima no debe exceder de 60 ($kL/r \leq 60$), c) las columnas que concurren en un nudo deben satisfacer las condiciones de la sección 5.8.10 de las NTCM-04, d) las columnas deben tener una carga axial factorizada no mayor que $0.3A_t f_y$ para cualquier combinación sísmica y, e) los elementos flexocomprimidos se diseñan para que no fallen prematuramente por fuerza cortante según la ec. 40, donde M_{pc1} y M_{pc2} son los momentos plásticos de la columna, en los extremos plastificados y H' es la distancia entre extremos plastificados. En la Tabla 6 se presenta el resumen de resistencias de las columnas de acero (tensión, compresión, flexión y cortante).

$$V_p = \frac{M_{pc1} + M_{pc2}}{H'} \quad (40)$$

Tabla 6 Resistencia a tensión, compresión, flexión y cortante de las columnas prediseñadas

Sección cm x cm x cm	Niveles	A cm^2	A_a cm^2	Z cm^3	P_T ton	P_{CR} ton	M_R ton-m	V_R ton
COL 78 x 78 x 2.4	N1-N4	720.3	360.1	20,431	2,278.6	2,223.1	646.3	626.6
COL 78 x 78 x 2.1	N5-N8	626.9	313.4	17,855	1,983.1	1,382.6	564.8	545.3
COL 78 x 78 x 1.7	N9-N12	532.6	266.3	15,233	1,685.0	1,187.3	481.9	463.4
COL 78 x 78 x 1.4	N13-N15	437.6	218.8	12,567	1,384.4	985.9	397.6	380.7

Conforme se establece en el inciso 7c de la sección 2, las conexiones viga-columna de marcos dúctiles (Fig. 4), deben cumplir las disposiciones del inciso 5.8.10 de las NTCM-04 (ecs. 12 a 14). Dicha revisión se resume en la Tabla 7.

Tabla 7 Revisión de la conexión viga-columna

Niveles	A_c cm^2	P_{uc} ton	$\sum M^*_{pc}$ ton-m	$1.1RyM_{pv}$ ton-m	M_v ton-m	$\sum M^*_{pv}$ ton-m	$\frac{\sum M^*_{pc}}{\sum M^*_{pv}}$	OBS
N1-N3	720.3	966.8	887.8	152.2	61.7	427.8	2.1	OK
N4	720.3	765.1	939.1	152.2	61.7	427.8	2.2	OK
N5-N7	626.9	698.6	857.2	135.0	55.6	381.1	2.2	OK
N8	626.9	502.8	897.6	135.0	55.6	381.1	2.4	OK
N9-N11	532.6	438.1	820.3	118.8	49.8	337.1	2.4	OK
N12	532.6	246.2	848.7	118.8	49.8	337.1	2.5	OK
N13-N15	437.6	182.5	778.6	99.06	43.0	284.2	2.7	OK

La zona del panel está sometida a solicitaciones elevadas, que pueden ocasionar deformaciones excesivas si no se diseñan adecuadamente; para ello, es necesario cumplir con las disposiciones del inciso 3.7.7 de las NTCM-2004.

La fuerza cortante que actúa en la zona del panel se calcula como se indica en la ecuación 15, la cual se obtiene del diagrama de cuerpo libre de la Fig. 5. La revisión de la zona del panel por fuerza cortante se resume en la Tabla 8.

Tabla 8 Revisión por cortante en la zona de panel

Niveles	H_v cm	t_p cm	Z_v cm^3	M_p ton-m	B_c cm	t_c cm	V_{uc} ton	V_r ton	OBS
N1-N3	54.9	2.36	3,622	127.3	78.0	2.4	522.8	691.0	OK
N4	54.9	2.36	3,622	127.3	78.0	2.4	522.8	691.0	OK
N5-N7	54.4	2.12	3,212	112.9	78.0	2.1	466.2	594.3	OK
N8	54.4	2.12	3,212	112.9	78.0	2.1	466.2	594.3	OK
N9-N11	53.9	1.88	2,819	99.1	78.0	1.7	411.4	498.8	OK
N12	53.9	1.88	2,819	99.1	78.0	1.7	411.4	498.8	OK
N13-N15	53.3	1.56	2,360	83.0	78.0	1.4	346.5	404.8	OK

7. Una vez cumplidos los requisitos de resistencia de las vigas, columnas y conexiones, se calcula la rigidez lateral de los marcos de forma aproximada con las fórmulas de Wilbur (ecs. 16 a 19). Las rigideces obtenidas se resumen en la Tabla 9.

8. Se calcula la rigidez lateral equivalente del sistema contraviento-disipador (K_{eq}) conforme a la ec. 20. En la Tabla 9 se presenta el resumen del cálculo de la rigidez lateral de los marcos (K_{marco}) y la rigidez equivalente (K_{eq}). Como se observa, los valores de la rigidez lateral del marco y equivalente son iguales, debido a que el parámetro α se consideró igual a 0.5.

Tabla 9 Cálculo de rigideces lateral de marcos y equivalente por entrepisos

Nivel	K_{marco} (ton/cm)	K_{eq} (ton/cm)
1	1,103.52	1,103.52
2	354.07	354.07
3	248.35	248.35
4	248.35	248.35
5	232.12	232.12
6	219.15	219.15
7	219.15	219.15
8	219.15	219.15
9	203.75	203.75
10	191.71	191.71
11	191.71	191.71
12	191.71	191.71
13	172.63	172.63
14	158.31	158.31
15	158.31	158.31

9. Se definen los parámetros de diseño de los disipadores de energía. En este ejemplo, son los siguientes: la relación entre la rigidez del disipador y el contraviento es β=0.25, ductilidad objetivo de diseño μ_d=10, pendiente posterior a la fluencia k_2=0; el acero usado en las placas de los disipadores es ASTM A36 con esfuerzo de fluencia f_y=2530 kg/cm^2. La rigidez efectiva del disipador de energía (K_{EDDE}) se calcula con la ecuación 21.

10. Se calcula la rigidez lateral del contraviento (K_{cont}). Después de haber definido los parámetros de diseño del disipador de energía, se calcula la rigidez lateral

del contraviento con la ecuación 23. En la Tabla 10 se resume el cálculo de la rigidez lateral del contraviento.

Tabla 10 Rigidez lateral de contravientos por entrepiso

Nivel	K_{eq} (ton/cm)	Ductilidad μ_d	$\eta = K_2/K_{EDD}$	K_{cont} (ton/cm)
1	1,103.52	10	0	5,517.60
2	354.07	10	0	1,770.34
3	248.35	10	0	1,241.74
4	248.35	10	0	1,241.74
5	232.12	10	0	1,160.58
6	219.15	10	0	1,095.73
7	219.15	10	0	1,095.73
8	219.15	10	0	1,095.73
9	203.75	10	0	1,018.76
10	191.71	10	0	958.53
11	191.71	10	0	958.53
12	191.71	10	0	958.53
13	172.63	10	0	863.13
14	158.31	10	0	791.53
15	158.31	10	0	791.53

11. Se calcula el área de los contravientos (A_{cont}) y el área "real" de contravientos A^*_{cont}. El área del contraviento se obtiene con la ecuación 24. En la Tabla 11 se reportan las dimensiones de los contravientos para cada nivel.

Tabla 11 Dimensiones de los contravientos por entrepiso

Nivel	K_{cont} ton/cm	A_{cont} cm^2	B cm	t cm	A^*_{cont} cm^2	KL/r
1	5,517.60	**317.4**	**25.0**	**3.7**	**311.8**	54.1
2	1,770.34	101.9	25.0	3.7	311.8	54.1
3	1,241.74	71.4	25.0	3.7	311.8	54.1
4	1,241.74	71.4	23.5	2.9	**235.9**	56.2
5	1,160.58	66.8	23.5	2.9	235.9	56.2
6	1,095.73	63.0	23.5	2.9	235.9	56.2
7	1,095.73	63.0	23.5	2.9	235.9	56.2
8	1,095.73	63.0	19.5	2.1	**143.9**	66.7
9	1,018.76	58.6	19.5	2.1	143.9	66.7
10	958.53	55.1	19.5	2.1	143.9	66.7
11	958.53	55.1	19.5	2.1	143.9	66.7
12	958.53	**55.1**	**15.0**	**1.0**	**53.5**	83.2
13	863.13	49.7	15.0	1.0	53.5	83.2
14	791.53	45.5	15.0	1.0	53.5	83.2
15	791.53	45.5	15.0	1.0	53.5	83.2

En la Tabla 11 se marcan cuatro cambios de sección transversal de los contravientos, para garantizar que no haya cambios bruscos de rigidez lateral del entrepiso. Este cambio se hizo considerando un incremento constante entre secciones, el cual se calculó de la siguiente forma:

$$\Delta A_{cont} = \frac{A^1_{cont} - A^{12}_{cont}}{3} \therefore \frac{317.4 - 55.1}{3} = 87.4 cm^2$$

Este incremento es aproximado, ya que el espesor de las placas de acero son las que rigen las dimensiones y la relación (*B/t*) de los contravientos.

12. Se calcula la rigidez elástica de los disipadores de energía (K_{DDE}) con la ecuación 27, la cual se reporta en la Tabla 12.

13. Se calcula una inercia equivalente de los disipadores de energía (I_{disp}). Esta inercia equivalente sirve para determinar las propiedades geométricas del disipador y también facilita su modelado en los programas de análisis estructural, si se pretende emplearlo posteriormente para hacer análisis no lineales donde se tome en cuenta también la geometría del disipador. En este ejemplo se considera que la altura del disipador (H_{disp}) es igual a 50 cm y el ancho equivalente del disipador (B_{equi}) es igual a 25cm. La inercia equivalente se calcula con la ecuación 41. En la Tabla 12 se presentan las propiedades de los disipadores de energía que se modelaron en los programas Etabs v9.6 (CSI 2013) y Drain-2DX (Prakash *et al.* 1992).

$$I_{disp} = \frac{K_{DDE} H_{disp}^3}{12E} \quad (41)$$

Tabla 12 Propiedades de disipadores de energía

Niveles	K_{DDE} ton/cm	I_{disp} cm^4	t_{cal} cm	t_{real} cm	*Área* cm^2	I_{real} cm^4	A_v cm^2	V_u ton	M_u ton-m
N1-N3	338.71	17,304.7	20.3	20.3	508.0	17,479.5	406.4	186.9	93.44
N4-N7	256.31	13,094.8	18.5	18.4	460.4	13,009.9	368.3	164.3	82.14
N8-N11	156.36	7,988.4	15.7	15.7	392.9	8,087.3	314.3	116.7	58.37
N12-N15	581.41	2,970.4	11.3	11.3	281.8	2,983.1	225.4	44.7	22.34

14. Se distribuye el cortante basal total (V_{total}) por entrepiso. Para esta etapa, se calcula el peso propio de la estructura, incluyendo el peso de los contravientos más el peso de los disipadores de energía. El peso total de la estructura (W_{total}) es igual a 8,281.1 ton, y con este valor se calcula nuevamente el cortante basal total y se redistribuye en cada entrepiso, como se indica en la Tabla 13.

$$V_{total} = 0.1W_{total} = 0.1(8{,}281.1ton) = 828.1\ ton$$

$$F_i = \frac{V_{total}}{W_{total}} \frac{\Sigma W_i}{\Sigma W_i h_i} W_i h_i$$

Tabla 13 Distribución de cortante basal total por entrepiso

Nivel	H_i (m)	W_i (ton)	W_iH_i (ton-m)	F_i (ton)	V_i (ton)
15	60	502.7	30,159.0	95.8	95.8
14	56	536.4	30,040.8	95.4	191.2
13	52	536.4	27,895.5	88.6	279.7
12	48	546.1	26,215.1	83.2	363.0
11	44	546.1	24,030.5	76.3	439.3
10	40	546.1	21,845.9	69.4	508.7
9	36	546.1	19,661.3	62.4	571.1
8	32	558.1	17,860.5	56.7	627.8
7	28	558.1	15,628.0	49.6	677.5
6	24	558.1	13,395.4	42.5	720.0
5	20	558.1	11,162.8	35.4	755.4
4	16	572.1	9,153.7	29.1	784.5
3	12	572.1	6,865.3	21.8	806.3
2	8	572.1	4,576.9	14.5	820.8
1	4	572.1	2,288.4	7.3	828.1
Σ		8,281.1	260,778.6		

15. Se realiza el análisis estructural del edificio completo con el sistema contraviento-disipador (Fig. 11b). Se realiza considerando todas las combinaciones de carga que indican las normas vigentes y multiplicadas por sus respectivos factores de carga (ecs. 37 a 39).

16. Se diseña el sistema contraviento-disipador y se revisan a elementos estructurales del marco de acero, con una secuencia de diseño por capacidad.

    a) *Disipadores de Energía*. La fuerza cortante de diseño de los disipadores de energía debe ser la mayor de los criterios ya establecidos conforme a las ecuaciones 28 a 31. Los cálculos respectivos se muestran en la Tabla 14. Con estos valores se completan las especificaciones mecánicas del disipador de energía para las distintas secciones. A partir de K_{DDE}, V_{yd} y de V_{ud} se puede diseñar cualquier disipador histerético de interés (ADAS, TADAS, solera, panel de cortante, etc.) empleando ecuaciones propuestas en la literatura (por ejemplo, Tena 2000).

Tabla 14 Cortante de diseño de los disipadores de energía

Nivel	V_{cd} ton	V_{disp} ton	V_{etabs} ton	V_{yd} ton	V_{ud} ton
N1-N3	276.0	138.0	186.9	186.9	186.9
N4-N7	261.5	130.8	164.3	164.3	164.3
N8-N11	209.3	104.6	116.7	116.7	116.7
N12-N15	121.0	60.5	44.7	60.5	60.5

    b) Para la revisión y diseño final de los contravientos, se usa la fuerza cortante última del disipador de energía (V_{ud}), multiplicada por el factor de carga correspondiente (ecs. 32 y 33). Los resultados correspondientes se reportan en la Tabla 15. Se consideró acero ASTM A36 con esfuerzo de fluencia igual a 2,530 kg/cm^2. En la Tabla 15 se observa que los contravientos cumplen por mucho las solicitaciones de diseño, por lo que se puede ver que estos elementos se mantendrán dentro del intervalo de comportamiento elástico.

Tabla 15 Revisión de contravientos

Nivel	V_{ud} ton	P_{cont} ton	KL/r	B/t	R_c ton	R_t ton
N1-N3	205.6	145.4	54.1	4.8	608.2	710.0
N4-N7	180.7	127.8	56.2	6.2	453.0	537.2
N8-N11	128.4	90.8	66.7	7.4	252.7	327.7
N12-N15	66.5	47.1	83.2	13.7	79.5	121.9

    c) En la revisión de las vigas de los marcos con el sistema contraviento-disipador, se debe tomar en cuenta la fuerza vertical de desbalance (Fig. 7) que es producida por las fuerzas resistentes de los contravientos (ecs. 34 y 35). La revisión del diseño final de las vigas se ilustra en la Tabla 16.

    d) Para la revisión de las columnas, se debe tomar en cuenta la nueva configuración estructural y satisfacer la ecuación 36. Obviamente, para revisar todas las condiciones de carga y columnas en cada nivel, se requiere preparar una hoja de cálculo para facilitar esta revisión. En la Tabla 17 sólo se reportan los resultados de cada columna crítica tipo.

Tabla 16 Resistencia a flexión y corte de vigas

Sección in x lb/ft	Niveles	Z_v cm³	A_a cm²	M_R ton-m	V_p ton	V_r ton	*OBS*
W 21 x 93	N1-N4	3,622	73.8	114.6	122.2	128.3	OK
W 21 x 83	N5-N8	3,212	65.7	101.6	108.4	114.3	OK
W 21 x 73	N9-N12	2,819	58.2	89.2	86.2	101.2	OK
W 21 x 62	N13-N15	2,360	51.2	74.7	55.4	89.1	OK

Tabla 17 Revisión del diseño de las columnas tipo críticas

Sección cm x cm x cm	Niveles	P_u ton	M_{uox} ton-m	M_{uoy} ton-m	*Ec. 36*
COL 78 x 78 x 2.4	N1-N4	1,140.7	16.27	72.28	0.748
COL 78 x 78 x 2.1	N5-N8	648.7	11.05	3.61	0.424
COL 78 x 78 x 1.7	N9-N12	296.5	2.45	5.14	0.284
COL 78 x 78 x 1.4	N13-N15	89.29	1.05	2.17	0.222

e) La revisión de las conexiones se hace nuevamente, pero ahora las fuerzas que actúan en la zona del panel se incrementan debido a los componentes vertical y horizontal de la fuerza de los contravientos. Estas nuevas revisiones se resumen en las Tablas 18 y 19.

Tabla 18 Revisión de la conexión viga-columna

Niveles	A_c cm²	P_{uc} ton	$\sum M^*_{pc}$ ton-m	$1.1RyM_{pv}$ ton-m	M_v ton-m	$\sum M^*_{pv}$ ton-m	$\frac{\sum M^*_{pc}}{\sum M^*_{pv}}$	OBS
N1-N3	720.3	1,144.0	787.3	152.2	149.0	602.4	1.3	OK
N4	720.3	764.3	939.5	152.2	127.0	558.4	1.7	OK
N5-N7	626.9	652.7	883.4	135.0	120.9	511.8	1.7	OK
N8	626.9	361.9	972.0	135.0	95.5	461.0	2.1	OK
N9-N11	532.6	295.6	901.8	118.8	89.7	416.9	2.2	OK
N12	532.6	133.0	907.8	118.8	63.3	364.1	2.5	OK
N13-N15	437.6	96.3	828.0	99.1	56.6	311.3	2.7	OK

Tabla 19 Revisión por cortante en la zona de panel

Niveles	H_v cm	t_p cm	Z_v cm³	M_p ton-m	B_c cm	t_c cm	V_{uc} ton	V_r ton	OBS
N1-N3	54.9	2.36	3,622	127.3	78.0	2.4	608.8	691.0	OK
N4	54.9	2.36	3,622	127.3	78.0	2.4	598.8	691.0	OK
N5-N7	54.4	2.12	3,212	112.9	78.0	2.1	541.2	594.3	OK
N8	54.4	2.12	3,212	112.9	78.0	2.1	520.2	594.3	OK
N9-N11	53.9	1.88	2,819	99.1	78.0	1.7	463.3	498.8	OK
N12	53.9	1.88	2,819	99.1	78.0	1.7	433.4	498.8	OK
N13-N15	53.3	1.56	2,360	83.0	78.0	1.4	397.0	404.8	OK

Después de haber realizado la revisión de la estructura con disipadores de energía, se observa que se cumple con los requisitos de resistencia que indican las NTCM-04, por lo que el diseño por este rubro es adecuado.

Faltaría en este caso revisar que las distorsiones del diseño cumplieran con los estados límites de prevención de colapso y de servicio. Esto no se realizó en esta ocasión de manera formal, dado que aún no hay criterio oficial en las normas de diseño sísmico, pues se requieren determinar los valores de los parámetros globales de diseño sísmico Q, R, Δ_u y Δ_y para emplearlos desde el

inicio del diseño. Definir dichos parámetros fue el motivo principal de la tesis de Hernández (2015), los cuales se reportan también en otros trabajos (Tena y Hernández 2016, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017). A nivel informativo, las máximas distorsiones de entrepiso reducidas de este diseño fueron Δ_u/QR=0.0028 en ambas direcciones. Tomando como válido el diseño, el periodo fundamental de vibrar del edificio en la dirección larga o X es T=1.668s.

4 ANÁLISIS NO LINEALES

Para corroborar que el comportamiento del diseño de los elementos estructurales principales del edificio sea adecuado y cumpla con la premisas de un diseño resiliente de columna-fuerte viga-débil, contraviento fuerte –disipador más débil, según los principios del diseño por capacidad, se realizan análisis no lineales estáticos y dinámicos con el programa Drain-2DX (Prakash *et al.* 1992), para un marco con el sistema contraviento-disipador de la dirección larga (dirección X), cuyos resultados se resumen y presentan a continuación.

4.1 Análisis estático no lineal (pushover)

Se realizó un análisis estático no lineal ante carga lateral monótona creciente (pushover) conforme al perfil de fuerzas laterales identificado en la Tabla 13. Los resultados que se presentan corresponden a cuando se alcanza una ductilidad objetivo máxima de los disipadores de energía μ_d=10. En la Fig. 12 se presentan las curvas cortante-distorsión normalizadas de casi todos los disipadores de energía (de los niveles 11 a 15 sólo se muestra un disipador). Se aprecia que la estrategia empleada es efectiva, a pesar de tomar secciones tipo para el diseño de los disipadores cada N número de niveles. Los únicos disipadores aparentemente sobre diseñados por esta práctica corresponden a los niveles 13 a 15, y en menor medida en el nivel 1 (Fig. 12). También se observa que la distorsión a la fluencia del disipador (distorsión local) es alrededor del 1%.

En la Fig. 13 se presentan las curvas cortante normalizado vs distorsión de entrepiso y global del modelo en estudio. Se presentan tres curvas, las curvas con línea en puntos (color rojo) corresponden a la aportación del sistema contraviento-disipador, las curvas con línea con guiones (color verde) es la aportación del marco (columnas y vigas) y la curva continua (color azul) indica la respuesta del sistema completo. Se aprecia claramente en las curvas mostradas en la Fig. 13 que los disipadores fluyen a distorsiones de entrepiso bajas (entre 0.15% y 0.3%) y son los responsables de la respuesta no lineal del conjunto, pues la respuesta del marco (vigas y columnas) es esencialmente elástica en todos los entrepisos antes de que los disipadores alcancen su ductilidad objetivo μ_d=10. En términos generales, se aprecia que tanto el sistema contraviento-disipador y el marco aportan casi el mismo cortante a la ductilidad objetivo en todos los entrepisos y globalmente, lo que corrobora la estrategia de diseño, donde precisamente se supuso que esto era el objetivo, pues se propuso α=0.5 (el marco aporta el 50% del cortante lateral).

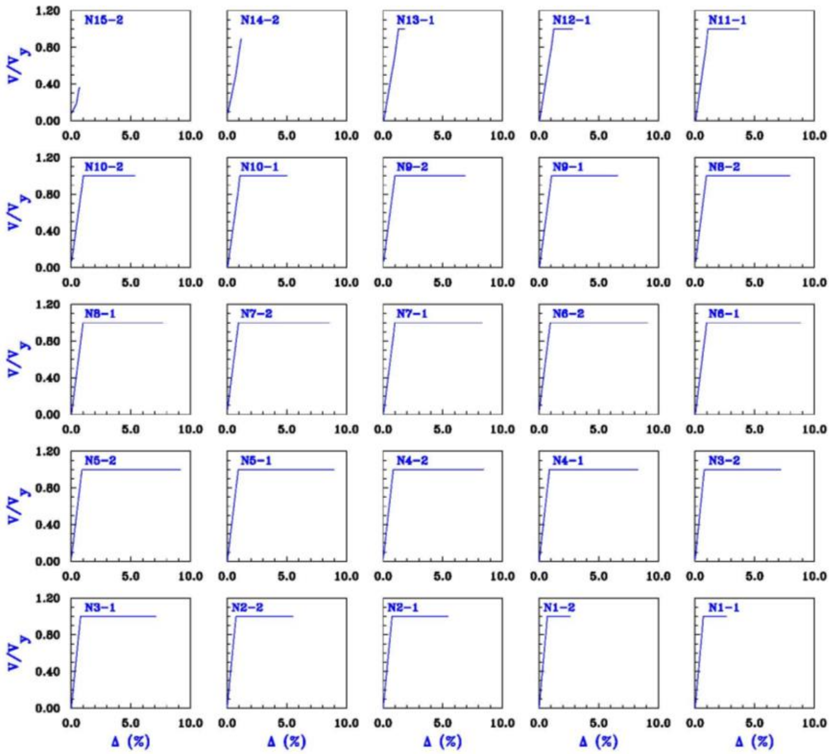


Figura 12. Curvas cortante normalizado vs distorsión de los disipadores de energía

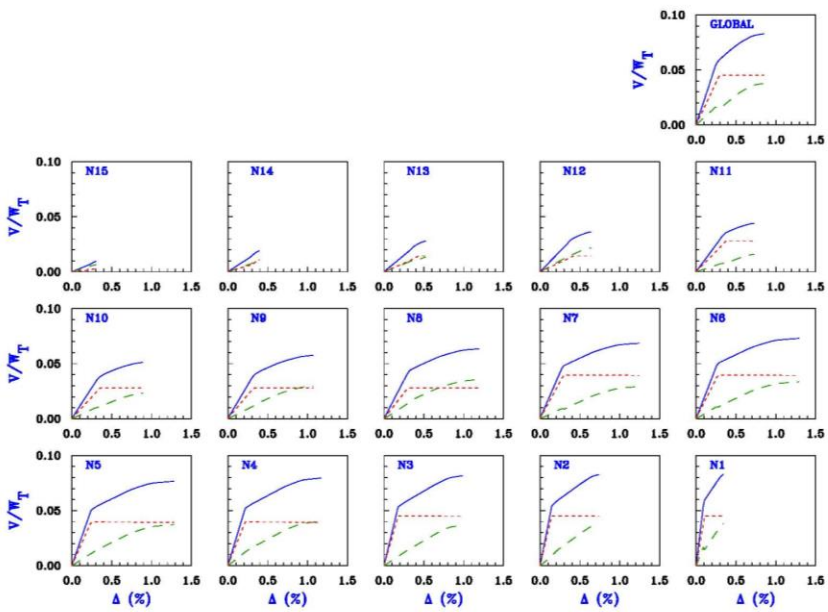


Figura 13. Curvas cortante normalizado vs distorsión de entrepiso y global del modelo en estudio. Con puntos (color rojo) se indica la aportación del sistema contraviento-DDE, con guiones (color verde) la aportación del marco y con línea continua (azul) la respuesta del sistema completo

En la Fig. 14 se aísla la curva global del sistema, donde se traza también la curva idealizada (misma energía o área bajo la curva) con la que se definen los parámetros globales de diseño sísmico por ductilidad (Q) y por sobrerresistencia (R). A partir de esta curva se aprecia que si se limita la ductilidad máxima de los disipadores a μ_d=10, la ductilidad global del sistema que se desarrolla es Q=3, y la sobrerresistencia es R=2.5.

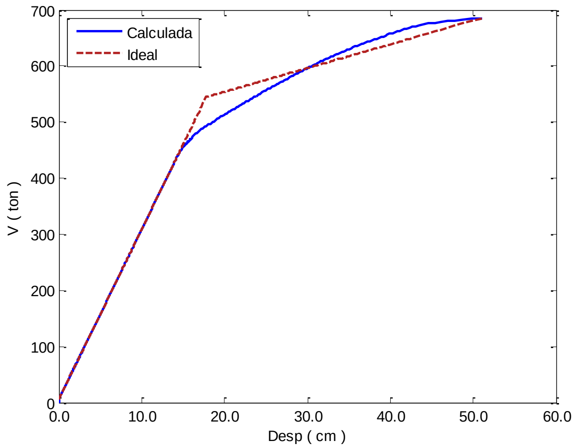


Figura 14. Curvas global e idealizada cortante basal vs distorsión de azotea del modelo en estudio

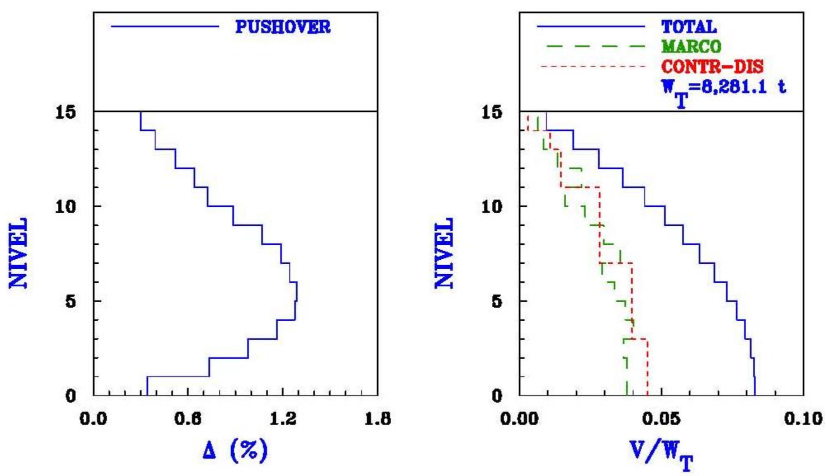
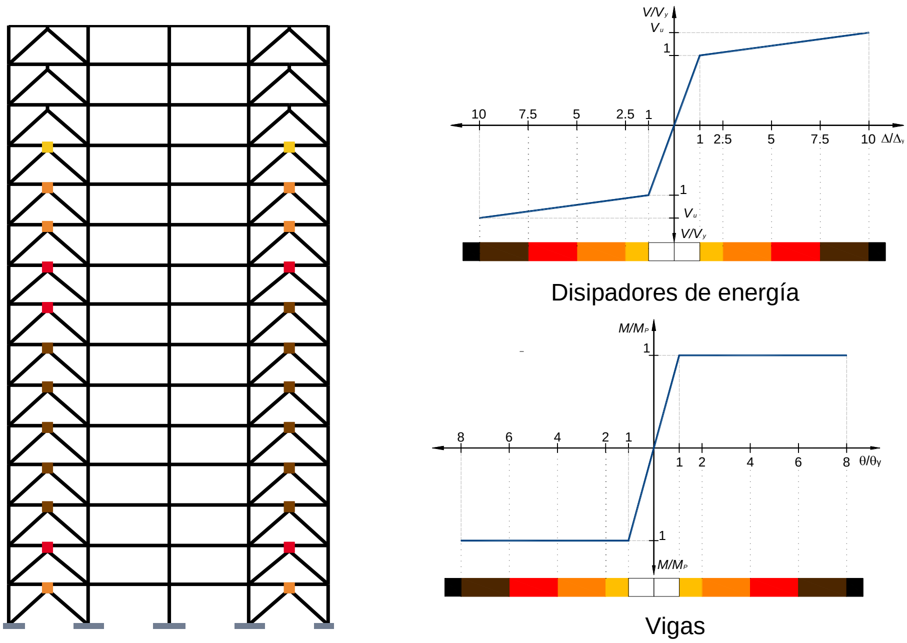


Figura 15. Envolventes de respuestas máximas de entrepiso para el modelo en estudio

En la Fig. 15 se muestran las envolventes de respuestas máximas de distorsión y de cortantes de entrepiso. Se aprecia de la misma que en los entrepisos 3 a 8 se presentan las mayores distorsiones de entrepiso y que están entre 1% y 1.4%. De las envolventes de cortante se corrobora que el sistema contraviento-disipador aporta aproximadamente el mismo cortante que el marco, aunque ligeramente superior en la mayoría de los entrepisos. Cada marco con disipadores de energía aporta un cortante basal V_b=0.083W_{total}, y dado que cada marco aporta V_{bm}= 0.038W_{total}, el cortante resistente global del sistema en la

dirección de análisis es aproximadamente V_{total}=0.241W_{total}, por lo que una mejor estimación de la sobrerresistencia del sistema sería R=0.241/0.1=2.41.

En la Fig. 16a se presenta el mapeo de fluencias del marco con disipadores diseñado, junto con la escala de colores cálidos que identifican la intensidad de las fluencias inelásticas en los elementos diseñados como fusibles o líneas de defensa, en primera instancia los disipadores y, como reserva, las vigas (Fig. 16b). Se aprecia del mapeo mostrado en la Fig. 16a que sólo fluyen los disipadores de energía (mostrados con cuadros), por lo que se corrobora que el método de diseño resiliente propuesto conforme al principio del fusible estructural utilizando conceptos de diseño por capacidad ha sido exitoso en este caso.



a) Mapeo del pushover

b) Colores para demandas inelásticas

Figura 16. Mapeo de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores para el modelo en estudio

4.2 Análisis dinámicos no lineales

Con la finalidad de ilustrar que el procedimiento de diseño es adecuado y razonable ante sismos intensos, se presentan los resultados de los análisis dinámicos paso a paso no lineales del modelo en estudio cuando se somete a la acción de un registro de aceleración sintético en el sitio SCT generado por Godínez (2010) y que es compatible con el espectro de diseño sísmico de la zona IIIb de las NTCS-04 (2004) para un sitio con periodo dominante T_S=2s. El registro de aceleración sintético y sus correspondientes espectros de respuesta para amortiguamientos viscosos equivalentes del 2 (ζ=2%) y 5 (ζ=5%) porciento se presentan en la Fig. 17. Se presenta también el espectro de diseño elástico (Q=1), y un espectro de diseño empleando Q=3 y R=2.5, que son los parámetros globales de diseño calculados para el modelo en estudio. Así, de este espectro identificado

con Q=3, se obtiene que la pseudoaceleración de diseño de la meseta es $c=S_a$=0.11g, 10% mayor al valor considerado nominalmente en el diseño ($c=V/W$=0.10). En otras palabras, el modelo en estudio estaría subdiseñado en un 10% con respecto al espectro reglamentario.

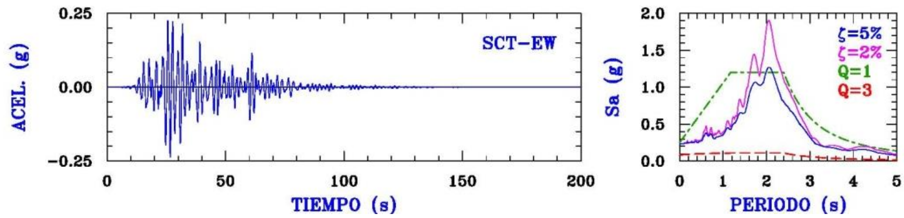


Figura 17. Registro de aceleración artificial para la estación SCT (SCT-EW) compatible con el espectro de diseño de la zona IIIb de las NTCS-04 para un sitio con T_s= 2s. Se presentan también los correspondientes espectros de aceleración para ζ=2% y ζ=5%, así como los espectros de diseño elástico (Q=1) e inelástico (Q=3) para el sitio SCT.

Se aprecia que el registro SCT-EW sintético supera en un 5.9% la pseudoaceleración máxima del espectro de diseño elástico (Q=1) calculado conforme al Apéndice A de las NTCS-04 (c=1.2g) cuando se considera ζ=5% y en 58.7% cuando ζ=2%. Es por tanto un acelerograma adecuado que pretende evaluar tanto la eficacia del diseño cuando se considera ζ=5% y las reservas del sistema ante la acción de un sismo que rebase las acciones contempladas en el diseño cuando se usa un amortiguamiento ζ=2%, que es un límite inferior realista en estructuras de acero ($2\% \leq \zeta \leq 4\%$). Cabe señalar que lamentablemente no es poco frecuente que en un sismo intenso se rebasen las ordenadas máximas de los espectros de diseño; ésto ya ha ocurrido en muchos sismos, entre ellos el del 19 de septiembre de 1985, donde en la Ciudad de México el espectro de respuesta de pseudoaceleración en el sitio SCT rebasó cuatro veces la ordenada máxima del espectro de diseño del reglamento del Distrito Federal de 1976, como se discute en Rosenblueth *et al.* (1989) y se ilustra gráficamente en Tena (2010).

Por congruencia, primero se presentan y discuten los resultados obtenidos para el acelerograma SCT-EW cuando ζ=5%, que corresponderían en teoría a demandas máximas 16.5% mayores con respecto al análisis pushover. En la Fig. 18 se presentan las curvas de histéresis normalizadas de los disipadores de energía y, si se comparan con las curvas envolventes obtenidas del análisis pushover (Fig. 12), se aprecia que las demandas, aunque ligeramente mayores, se encuentran dentro de los intervalos esperados para cada disipador. La máxima demanda de ductilidad obtenida es μ=14.4 en el disipador N4-1. De hecho, las demandas máximas de ductilidad de los disipadores N2-1 a N6-2 se encuentran entre 10 y 14.4 (Fig. 18). Dado el subdiseño en resistencia lateral del 16.5% sobre el ideal del modelo en estudio, las respuestas histeréticas en los disipadores son totalmente razonables.

En la Fig. 19 se presentan las curvas normalizadas de histéresis de cada entrepiso y global cuando ζ=5%. Se aprecia una gran disipación de energía de los niveles N2 a N7 asociada principalmente a la energía histerética de los dispositivos disipadores de energía (Fig. 18).

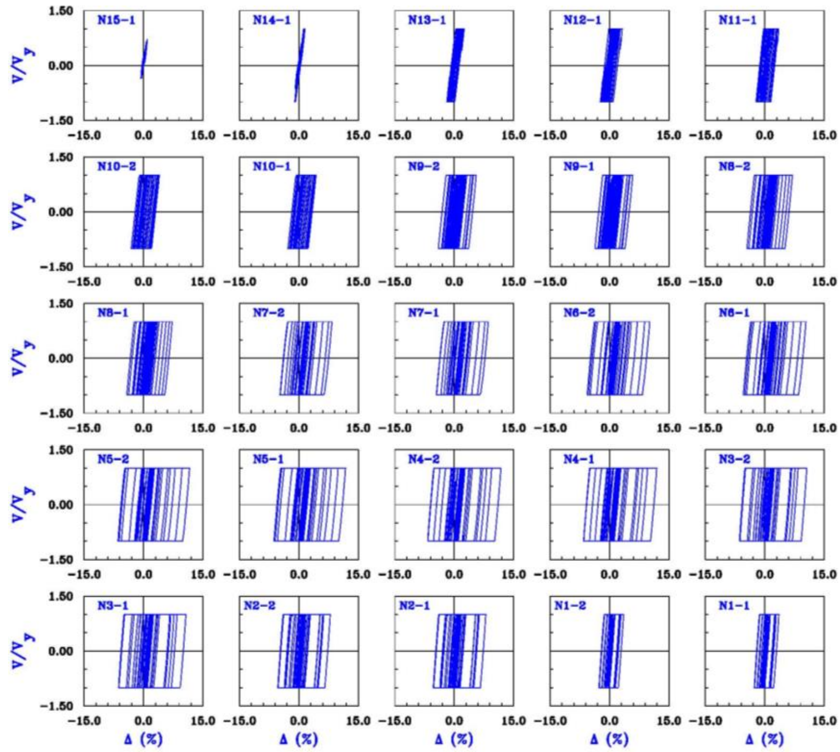


Figura 18. Curvas de histéresis normalizadas de los disipadores de energía cuando ζ=5%

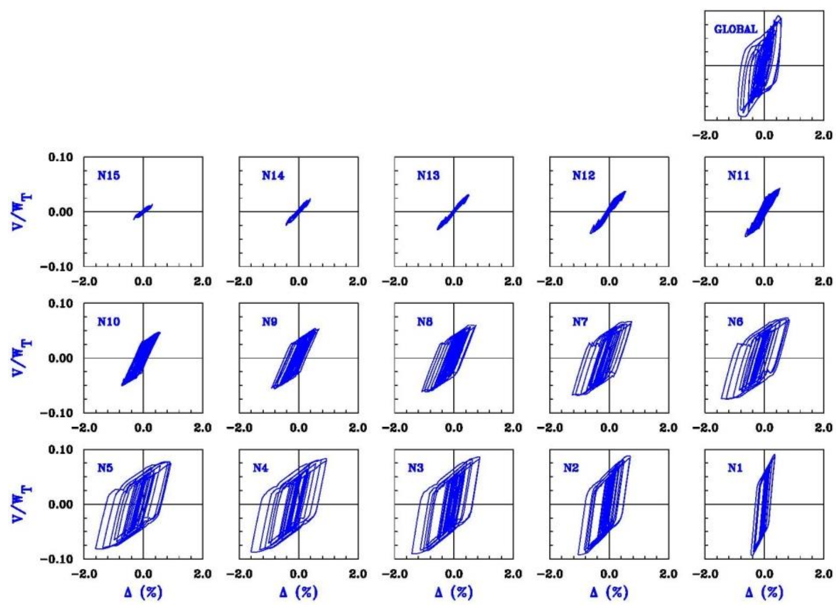


Figura 19. Curvas de histéresis normalizadas de entrepiso y global cuando ζ=5%

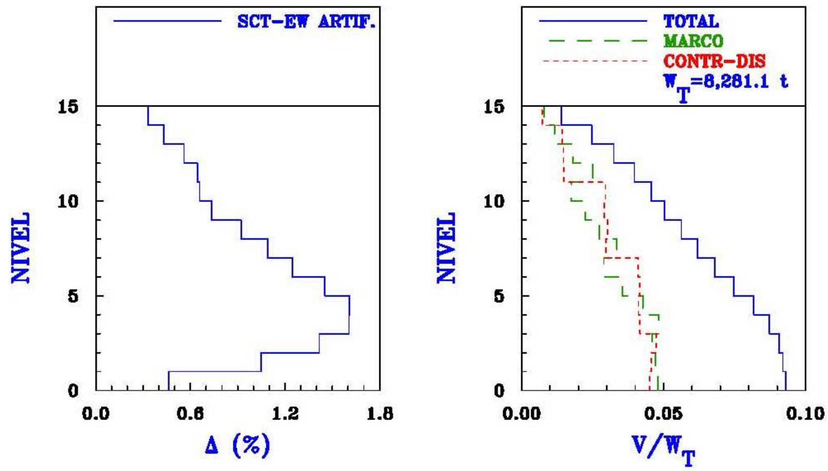


Figura 20. Envolventes de respuestas máximas de entrepiso para el modelo en estudio cuando ζ=5%

En la Fig. 20 se muestran las envolventes de respuestas máximas de distorsión y de cortantes de entrepiso cuando ζ=5%. Se aprecia ahora que en los entrepisos 2 a 8 se presentan las mayores distorsiones de entrepiso y que están entre 1% y 1.61%. Si se compara con las envolventes del análisis pushover (Fig. 15), son muy similares, pero mayores, entre otras razones, porque existiría una demanda espectral mayor en un 16.5% aproximadamente. De las envolventes de cortante se obtiene nuevamente y se corrobora que el sistema contraviento-disipador aporta aproximadamente el mismo cortante que el marco, aunque en esta ocasión hay un balance más parejo con respecto al análisis pushover (Fig. 15), pues existe un mayor número de entrepisos donde el marco aporta mayor cortante que el sistema contraviento-disipador. Cada marco con disipadores de energía aporta un cortante basal dinámico máximo V_b=0.093W_{total}, y dado que cada marco aporta un cortante basal máximo V_{bm}= 0.048W_{total}, el cortante resistente global dinámico máximo del sistema en la dirección de análisis es aproximadamente V_{total}=0.283W_{total}, por lo que la demanda de sobrerresistencia desarrollada por el sistema sería R=0.283/0.1=2.83. Esta resistencia adicional está asociada a la fluencia de algunas vigas en los niveles 3 y 4 principalmente (Fig. 24a), toda vez que se rebasó en un 16.5% la capacidad supuesta en el diseño.

En las Figs. 21 a 24 se presentan los resultados obtenidos para el acelerograma SCT-EW cuando ζ=2%, que corresponderían en teoría a demandas máximas 74.6% mayores con respecto a lo considerado en el análisis pushover, que ya es una excedencia importante. Aquí lo más importante no es sólo observar qué tanto se exceden las respuestas máximas, sino visualizar si en efecto los disipadores de energía hacen su trabajo de disipar la mayor cantidad de energía y si, en efecto, las vigas constituyen la segunda línea de defensa inelástica, mientras que los contravientos de soporte de los disipadores y las columnas permanecen elásticas.

En la Fig. 21 se presentan las curvas de histéresis normalizadas de los disipadores de energía, donde como era de esperarse, se aprecian mayores demandas. La máxima demanda de ductilidad obtenida es μ=15.2 en el disipador N3-1. De hecho, las demandas máximas de ductilidad de los disipadores N2-1 a

N7-1 se encuentran entre 10.5 y 15.2 (Fig. 21). Dado el subdiseño en resistencia lateral del 74.6% sobre el ideal del modelo en estudio, las respuestas histeréticas en los disipadores son totalmente razonables y se confirma que tienen reservas importantes para un evento extremo.

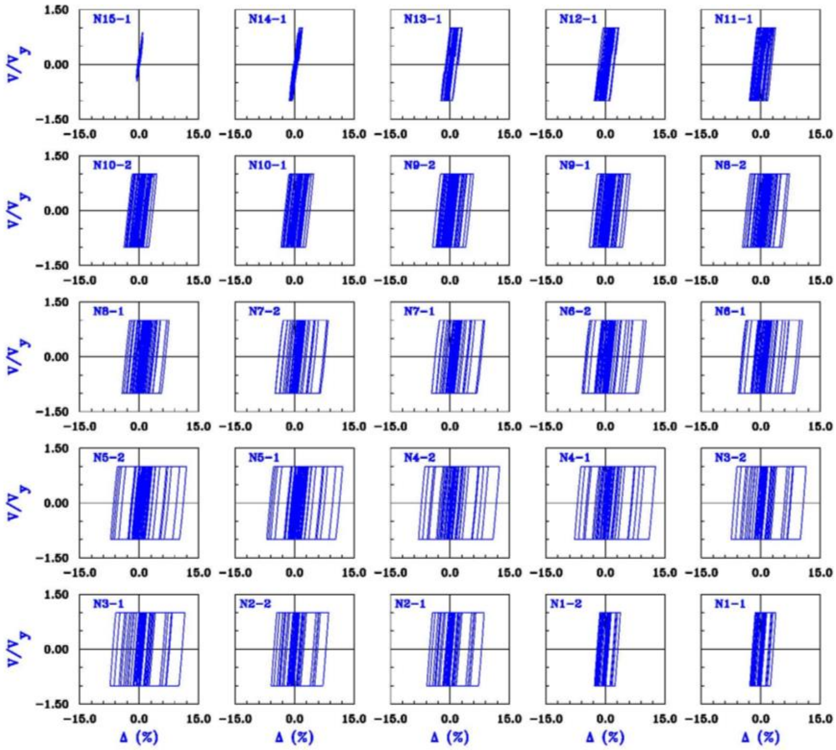


Figura 21. Curvas de histéresis normalizadas de los disipadores de energía cuando ζ=2%

En la Fig. 22 se presentan las curvas normalizadas de histéresis de cada entrepiso y global cuando ζ=2%. Se aprecia una gran disipación de energía de los niveles N2 a N7 asociada principalmente a la energía histerética de los dispositivos disipadores de energía (Fig. 21), pero ahora también a una fluencia importante de algunas vigas (Fig. 24b), que trabajan como una segunda línea de defensa inelástica ante una acción extrema que rebasa de manera importante las consideradas en su diseño.

En la Fig. 23 se presentan las envolventes de respuestas máximas de distorsión y de cortantes de entrepiso cuando ζ=2%. Se aprecia ahora que en los entrepisos 2 a 9 se presentan las mayores distorsiones de entrepiso y que están entre 1% y 1.7%, siendo la distorsión máxima 31.1% mayor a la obtenida en el análisis pushover, lo cual es razonable cuando existe una demanda mayor en un 74.6% aproximadamente. De las envolventes de cortante se obtiene nuevamente y se corrobora que el sistema contraviento-disipador aporta aproximadamente el mismo cortante que el marco, aunque nuevamente el balance es más parejo con respecto al análisis pushover (Fig. 15), porque existe un mayor número de entrepisos (inferiores y superiores principalmente) donde el marco aporta mayor cortante que el sistema contraviento-disipador. Se aprecia que sólo fluyen vigas en los niveles 3 a 5 (Fig. 24b) y esta fluencia es incipiente de acuerdo con la escala

de colores cálidos (Fig. 16b). Cada marco con disipadores de energía aporta un cortante basal dinámico máximo V_b=0.092W_{total}, y dado que cada marco aporta un cortante basal máximo V_{bm}= 0.047W_{total}, el cortante resistente global dinámico máximo del sistema en la dirección de análisis es aproximadamente V_{total}=0.277W_{total}, por lo que en este caso la demanda de sobrerresistencia desarrollada por el sistema sería R=2.77. También se aprecia que el cortante dinámico máximo ocurre en este caso en el segundo nivel, como consecuencia del aporte del marco.

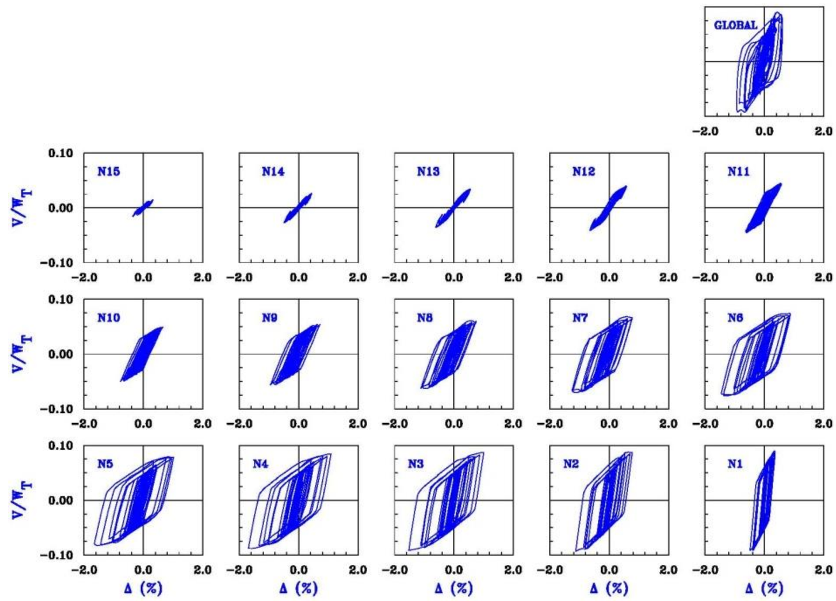


Figura 22. Curvas de histéresis normalizadas de entrepiso y global cuando ζ=2%

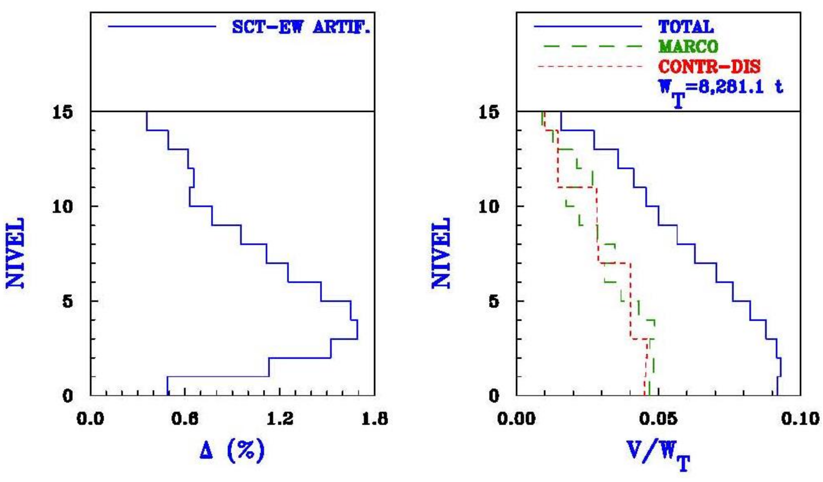
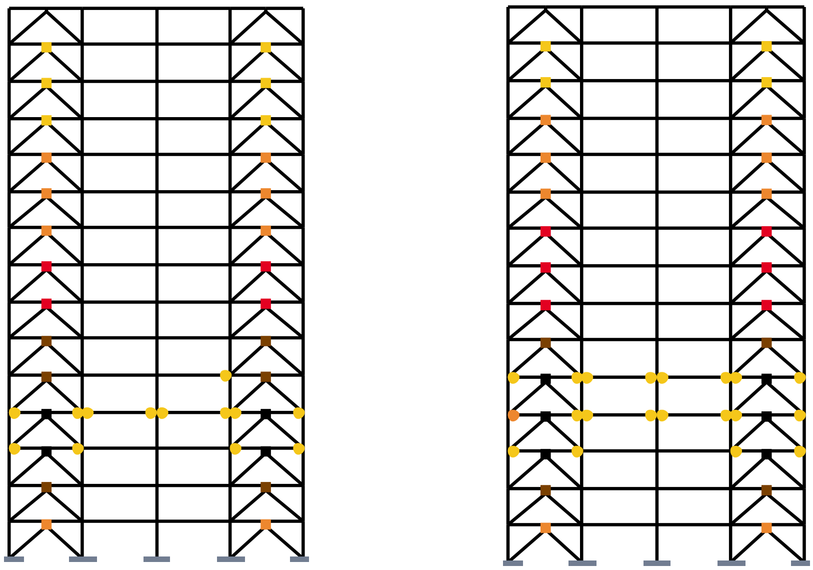


Figura 23. Envolventes de respuestas máximas de entrepiso para el modelo en estudio cuando ζ=2%

Con base en los resultados de los análisis dinámicos no lineales, se confirma que el procedimiento de diseño propuesto conforme al principio del

fusible estructural utilizando conceptos de diseño por capacidad es resiliente, adecuado y exitoso, pues cuando las características espectrales del registro de aceleración que excita a la estructura están razonablemente cubiertas por el espectro de diseño, se obtiene un mecanismo de defensa totalmente resiliente de fusible estructural, donde sólo fluyen de manera importante los dispositivos disipadores de energía, con algunas fluencias muy incipientes en vigas (resultados obtenidos en las simulaciones con ζ=5%), mientras que si se rebasan considerablemente las características espectrales consideradas en el diseño (resultados obtenidos en las simulaciones con ζ=2%), entonces se activan la segunda línea de defensa inelástica supuesta en el diseño, que es la fluencia de vigas, en intervalos más que razonables (también incipientes).



a) ζ=5% b) ζ=2%

Figura 24. Mapeos de fluencias máximas acumuladas de los análisis dinámicos no lineales ante la acción del registro artificial SCT-EW

5 COMENTARIOS FINALES

Se presentó un método de diseño sísmico resiliente y eficaz de marcos dúctiles de acero estructural con dispositivos disipadores de energía por histéresis que se emplean como fusibles estructurales. El procedimiento de diseño propuesto tiene la ventaja de que está orientado al método de las fuerzas y a la filosofía general de los reglamentos de diseño sísmico vigentes a nivel mundial, además de emplear conceptos de diseño por capacidad. El método se ilustró con detalle con el diseño de un edificio de 15 niveles, cuya validez y eficacia se evaluó posteriormente mediante análisis estáticos no lineales ante carga monótona creciente y análisis dinámicos no lineales ante un acelerograma sintético representativo del espectro de diseño, considerando además que las ordenadas espectrales de diseño pueden ser rebasadas de manera importante al presentarse un amortiguamiento viscoso equivalente menor al 5% considerado en los reglamentos de diseño sísmico.

Con base en los resultados de los análisis estáticos y dinámicos no lineales, se confirma que el procedimiento de diseño propuesto conforme al principio del fusible estructural utilizando conceptos de diseño por capacidad es resiliente, adecuado y exitoso. Esto es particularmente cierto cuando las características espectrales del registro de aceleración considerado están razonablemente cubiertas por el espectro de diseño, donde se obtienen mecanismos de defensa de fusible estructural y resilientes, donde sólo fluyen de manera importante los dispositivos disipadores de energía, permitiendo ninguna o sólo algunas fluencias muy incipientes en pocas vigas.

El procedimiento de diseño propuesto se considera totalmente exitoso, porque cuando las características espectrales del registro de aceleración rebasan considerablemente las respuestas máximas contempladas en espectro de diseño, entonces se activa la segunda línea de defensa inelástica supuesta en el diseño, que es la fluencia de vigas, dentro de intervalos muy razonables (incipientes también, aunque de mayor magnitud).

Finalmente, se ha demostrado nuevamente con análisis dinámicos paso a paso ante un registro de aceleración asociado al espectro de diseño sísmico (incluso considerando la posibilidad que lo rebase de manera importante), que el desempeño de los marcos dúctiles de acero estructural con disipadores de energía es adecuado y sus mecanismos de deformación inelástica (mapeos de fluencias) comparan razonablemente bien con las de los análisis estáticos no lineales ante carga lateral monótona creciente ("pushover"), por lo que el empleo de parámetros globales de diseño sísmico y balances óptimos de rigideces α y β derivados a partir de los análisis pushover y reportados en trabajos previos (Hernández 2015, Tena y Hernández 2016, Tena-Colunga y Hernández-Ramírez 2017) pueden ser empleados con confianza para el diseño, conforme a reglamento, de este sistemas estructurales, así como los valores obtenidos para los parámetros globales de diseño sísmico Q, R, Δy y Δu.

6 AGRADECIMIENTOS

Héctor Hernández Ramírez agradece la beca otorgada por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México (Conacyt), que le permitió involucrarse en este proyecto de investigación en el desarrollo de su tesis de maestría en el Posgrado de Ingeniería Estructural de la UAM Azcapotzalco.

REFERENCIAS

1. Aguiar, R., García, L., Menéndez, E., Zevallos, M. y Palacios, J. (2016a), "Análisis y reforzamiento de una estructura afectada por el terremoto del 16 de abril de 2016", *Revista Ingenio*sos, Vol. 1, Art. 1, pp. 1-16, marzo-septiembre.
2. Aguiar, R., Rodríguez, M. y Mora, D. (2016b), "Análisis sísmico de estructuras con disipadores de energía ADAS o TADAS", *Monografía CIMNE IS-75*, Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, Barcelona, España, ISBN: 978-84-945077-5-5.

3. AISC-358-10 (2014), "Prequalified connections for special and intermediate steel moment frame for seismic applications", *American Institute of Steel Construction*, United States of America, January.
4. Bazán, E. y Meli, R. (2000), *Diseño sísmico de edificios*, tercera reimpresión, editorial Limusa.
5. CSI (2013), "CSI Analysis reference manual for SAP2000, ETABS, SAFE and CSiBridge", Computers and Structures Inc., Estados Unidos, marzo.
6. Godínez, E. A. (2010), "Estudio del comportamiento de marcos dúctiles de concreto reforzado con contraventeo chevrón", *Tesis de Doctorado*, Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, julio.
7. Godínez, E. A. y Tena, A. (2011), "Comportamiento no lineal de marcos dúctiles de concreto reforzado con contraventeo chevrón. Propuesta de diseño", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 85, pp. 61-102, julio-diciembre.
8. Hernández, H. (2015), "Propuesta de diseño sísmico para marcos de acero con disipadores de energía histeréticos", *Tesis de Maestría*, Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, julio.
9. IMCA (2001), *Manual de construcción en acero-DEP*, 3a ed., Vol. 1, Limusa.
10. Nangullasmú, H. J. y Tena, A. (2016), "Requisitos mínimos de detallado dúctil en marcos de concreto reforzado protegidos con disipadores histeréticos de energía", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 95, pp. 1-32, julio-diciembre.
11. Nangullasmú, H. J. y Tena, A. (2017), "Modelado de disipadores histeréticos de energía en estructuras de concreto reforzado. Diferencias entre análisis en el plano y en tres dimensiones", *Revista Internacional de Ingeniería de Estructuras*, Vol. 22, No. 2, pp. 135-162.
12. NTCA-04 (2004), "Normas Técnicas Complementarias sobre Criterios y Acciones para el Diseño Estructural de las Edificaciones", *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
13. NTCM-04 (2004), "Normas Técnicas Complementarias para Diseño de Estructuras Metálicas", *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
14. NTCS-04 (2004), "Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo", *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
15. Prakash, V., Powell, G. H. y Fillipou, F. C. (1992), "DRAIN-2DX: base program user guide", *Report No. UBC/SEMM-92/29*, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley.
16. Rosenblueth, E., Ordaz, M., Sánchez-Sesma, F. J. y Singh, S. K. (1989), "The Mexico earthquake of September 19, 1985 - Design spectra for Mexico´s Federal District", *Earthquake Spectra*, Vol. 5, No. 1, pp. 273-291.
17. Segui, W. T. (2000), *Diseño de estructuras de acero*, segunda edición, Internacional Thomson Editores.
18. Tena, A. (1998), "Modelado analítico de edificios con disipadores de energía, aplicaciones en proyectos de reestructuración", *Memorias, V*

Simposio Nacional de Ingeniería Sísmica: Disipadores de Energía para Controlar la Respuesta Sísmica de Edificios, Toluca, Estado de México, pp. 85-120, septiembre.

19. Tena, A. (2000), "Modelado analítico de edificios con disipadores de energía", *Revista de Ingeniería Sísmica, SMIS*, No. 62, pp. 29-62.
20. Tena, A. (2010), "A 25 años del sismo de septiembre de 1985: Breves reflexiones sobre los espectros de diseño sísmico", *Memorias, XI Simposio Nacional de Ingeniería Sísmica, a 25 años del sismo de 1985: Aprendizaje, Conciencia y Prevención*, México, DF, CDROM, pp. 1-9, septiembre.
21. Tena, A., Chinchilla, K. L. y Juárez, G. (2013), "Evaluación de la flexibilidad elástica de sistemas de piso utilizados en edificios urbanos", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 89, pp. 135-166.
22. Tena, A. y Nangullasmú, H. J. (2013), "Diseño sísmico de marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos. Definición de parámetros de diseño", *Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*, Vol. 13, No. 2, pp. 275-299.
23. Tena, A., Nangullasmú, H. J., Hernández, H. y Gama, A. (2016), "Diseño sísmico conforme a reglamento de edificios estructurados con base en marcos contraventeados con disipadores de energía histeréticos", *Memorias, XIV Simposio Nacional de Ingeniería Sísmica*, León, Guanajuato, CDROM, pp. 1-57, junio-julio.
24. Tena, A. y Hernández, H. (2016), "Definición de parámetros globales de diseño sísmico de marcos dúctiles de acero con disipadores de energía histeréticos", *Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*, Vol. 16, No. 1, pp. 19-47.
25. Tena, A. y Gama, A. (2017), "Determinación de parámetros de diseño sísmico para marcos dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos", *Revista Sul-americana de Engenharia Estrutural*, Vol. 14, No. 1, pp. 36-58, http://dx.doi.org/10535/rsaee.v14i1.6496.
26. Tena-Colunga, A., Del Valle, E. y Pérez-Moreno, D. (1996), "Issues on the seismic retrofit of a building near resonant response and structural pounding", *Earthquake Spectra*, Vol. 12, No. 3, pp. 567-597, doi: http://dx.doi.org/10.1193/1.1585897.
27. Tena-Colunga, A (1997), "Mathematical modelling of the ADAS energy dissipation device", *Engineering Structures*, Vol. 19, No. 10, pp. 811-821, https://doi.org/10.1016/S0141-0296(97)00165-X.
28. Tena-Colunga, A. y Vergara, A. (1997), "Comparative study on the seismic retrofit of a mid-rise steel building: steel bracing vs energy dissipation", *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 26, No. 6, pp. 637-645, http://dx.doi.org/10.1002/(SICI)1096-9845(199706)26:6<637::AID-EQE666>3.0.CO;2-R.
29. Tena-Colunga, A. y Nangullasmú-Hernández, H. J. (2015), "Assessment of seismic design parameters of moment resisting RC braced frames with metallic fuses", *Engineering Structures*, Vol. 95, pp. 138-153, doi: http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.03.062.

30. Tena-Colunga, A. y Hernández-Ramírez, H. (2015), “Assessment of global design parameters for ductile steel moment frames with metallic energy dissipators”, *Memorias, 14th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures*, San Diego, California, USA, CD-ROM, septiembre.
31. Tena-Colunga, A. y Hernández-Ramírez, H. (2017), “Code-oriented global design parameters for moment-resisting steel frames with metallic structural fuses”, *Frontiers in Built Environment*, Vol. 3, Article 19, https://doi.org/10.3389/fbuil.2017.00019.
32. Vargas, R. y Bruneau, M. (2006), “Analytical investigation of the structural fuse concept”, *Technical Report MCEER-06-0004,* Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, University at Buffalo, State University of New York, March.
33. Vargas, R. y Bruneau, M. (2009), “Analytical response and design of buildings with metallic structural fuses. I”, *ASCE Journal of Structural Engineering,* Vol. 135, No. 4, pp. 386–393.